

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós – Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

“Desenvolvimento de Metodologia para Determinação de Curvas de Resistência à Fratura de Materiais Elasto-plásticos pela Análise do Campo Deformacional à Frente da Ponta da Trinca”

Toni Roger Schifelbain de Lima

Tese para Obtenção do Título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre

2011

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós – Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

“Desenvolvimento de Metodologia para Determinação de Curvas de Resistência à Fratura de Materiais Elasto-plásticos pela Análise do Campo Deformacional à Frente da Ponta da Trinca”

Toni Roger Schifelhain de Lima

Engenheiro Industrial Mecânico

Mestre em Engenharia

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M), como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre

2011

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Afonso Reguly.

Co-orientador: Prof. Dr. Jorge Fernandes dos Santos

Banca Examinadora:

Dr. Telmo Roberto Strohaecker – PPGE3M - UFRGS

Dr. Fabiano Dornelles Ramos – IFRS – Caxias do Sul

Dr. Marco Antonio Durlo Tier - UNIPAMPA

Dr. José A. E. Mazzaferro – DEMEC - UFRGS

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Coordenador do PPGE3M

Dedico esta tese à minha família e aos meus amigos.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Prof. Dr. Afonso Reguly pela confiança, orientação e ensinamentos;

Ao meu co-orientador Prof. Dr. Jorge Fernandes dos Santos pelo incentivo, paciência e oportunidades;

Ao Prof. Dr. Telmo R. Strohaecker pelo apoio, confiança e oportunidades durante toda a minha pós-graduação;

Aos professores e funcionários do PPGE3M;

A todos os colegas e ex-colegas do LAMEF–UFRGS pela convivência e aprendizado, em especial aos integrantes do GEND;

Ao CNPq, ANP e CAPES pelo apoio financeiro;

A minha família e amigos;

A todos os que de uma maneira ou outra contribuíram para a realização desse trabalho.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	V
SUMÁRIO.....	VI
LISTA DE FIGURAS	IX
LISTA DE TABELAS	XIV
LISTA DE EQUAÇÕES	XVI
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS.....	XVII
RESUMO.....	XIX
ABSTRACT	XX
1 INTRODUÇÃO	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Mecânica da Fratura	4
2.1.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica	4
2.1.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	7
2.1.3 A Integral J	8
2.1.4 A Curva R	11
2.2 Deformações nas Proximidades da Ponta de uma Trinca	13
2.2.1 Relação de Deformação com Integral J	15
2.2.2 Relação de Deformação com Δa	16
2.3 Métodos Ópticos de Medição de Deformação	17
2.3.1 Método da Correlação de Imagem Digital	17
2.4 Aplicações de Métodos Ópticos de Medição de Deformação em Mecânica da Fratura	23
3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	26
3.1 Metodologia	26
3.2 Materiais	32
3.3 Junta Soldada Utilizada como Objeto de Estudo	33
3.4 Métodos	33
3.4.1 Caracterização Microestrutural.....	33

3.4.2	Ensaio de Tração Convencional.....	34
3.4.3	Ensaio de Tração Instrumentado com Extensômetro de Resistência Elétrica e SOMD.....	34
3.4.4	Microdureza.....	36
3.4.5	Micro ensaio de Tração.....	36
3.4.6	Tenacidade à Fratura.....	37
3.4.7	O Sistema Óptico de Medição de Deformação.....	39
4	RESULTADOS.....	44
4.1	Ensaio de Tração.....	44
4.2	Microdureza.....	45
4.3	Metalografia.....	46
4.4	Micro ensaio de Tração.....	47
4.5	Tenacidade à Fratura Convencional.....	49
4.6	Comparação dos Resultados do SOMD com ERE e Clip-gage.....	53
4.6.1	Verificação dos Valores de Deformação.....	53
4.6.2	Verificação dos Valores de Deslocamento.....	53
4.7	Mapas de Deformação.....	55
4.8	Variação da Deformação em Função de r	59
4.9	Correlação entre Deformação e Integral J.....	62
4.10	Correlação entre Deformação e Variação do Tamanho de Trinca.....	65
4.11	Determinação das Curvas de Resistência $J-\Delta a$ pelo MMDS.....	68
4.11.1	Curva de Resistência $J-\Delta a$ para o Material de Base.....	68
4.11.2	Curva de Resistência $J-\Delta a$ para a Zona Termicamente Afetada.....	72
4.11.3	Curva de Resistência $J-\Delta a$ para a Zona de Fusão.....	76
5	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	80
5.1	Microdureza.....	80
5.2	Metalografia.....	80
5.3	Micro ensaio de Tração.....	80
5.4	Tenacidade à Fratura Convencional.....	81
5.5	Comparação dos Resultados do SOMD com ERE e Clip-gage.....	82
5.6	Mapas de Deformação.....	82
5.7	Variação da Deformação em Função de r	84

5.8	Correlação entre Deformação e Integral J.	84
5.9	Correlação entre Deformação e Variação do Tamanho de Trinca.....	85
5.10	Determinação das Curvas de Resistência J- Δa pelo MMDS	86
6	CONCLUSÕES	87
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	88
8	REFERÊNCIAS.....	89

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Trinca no centro de uma placa infinita submetida à solicitação biaxial (SAOUMA, 2000).	6
Figura 2 – Modos possíveis de abertura de trinca: Modo I – tração; Modo II – por cisalhamento; e Modo III – por deslizamento (SAOUMA 2000).	7
Figura 3 – Modelo esquemático para definição da integral J (BROEK 1988).	9
Figura 4 – Contorno ao redor da ponta de uma trinca (BROEK 1988).	9
Figura 5 – Modelo esquemático de uma curva R para um material dúctil (adaptado de ANDERSON 1995).	12
Figura 6 – Formato da zona plastificada na ponta da trinca para carregamento no modo I, modo II e modo misto I e II. R_p é o raio da zona plastificada (LANDIS 2011).	14
Figura 8 – Distribuição dos tons de cinza em um elemento não deformado (1) e em um elemento deformado (2). (GOM 2004).	19
Figura 9 – Aspecto de uma superfície preparada para análise com SOMD. Distribuição estocástica de pontos em tons de cinza. (GOM 2010).	19
Figura 10 – Elementos em disposição 3x3 em estado deformado e não deformado pelo método de elementos não interpolados (GOM 2004).	21
Figura 11 – Elementos em disposição 3x3 em estado deformado e não deformado pelo método de elementos interpolados (GOM 2004).	21
Figura 12 – Primeira imagem com detalhe para a identificação do elemento inicial (SHAHRAM 2003).	22
Figura 13 – Última imagem com detalhe para a identificação do elemento inicial (SHAHRAM 2003).	22
Figura 14 – Campo de deslocamento nas proximidades da ponta de uma trinca em um corpo de prova tipo SE(B) de uma liga de alumínio 5052-H32 via interferometria. (adaptada de KANG 1988).	24
Figura 15 – Perfis de deformação a frente de uma das pontas da trinca. Resultados obtidos experimentalmente (DIC) e por método numérico (DBEM). Adaptada de (TRUMMER 2010).	25

Figura 16 – Representação esquemática da metodologia utilizada no trabalho.	27
Figura 17 – Fluxograma representando esquematicamente a metodologia para determinação das curvas de resistência à fratura pelo MMDS.	28
Figura 18 – Representação esquemática da convenção de direções, distância da ponta da trinca (r) e ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).	31
Figura 19 - Extensômetro de resistência elétrica modelo CEA-06-062WT-120 da Vishay Micro-Measurements. (VISHAY 2010).	35
Figura 20 – Detalhe do corpo de prova de tração preparado para o ensaio instrumentado. (a) Face preparada para o monitoramento com SOMD, (b) região selecionada para análise com SOMD e (c) cabos para aquisição de dados dos ERE colados na face oposta do corpo de prova.	35
Figura 21 – Microdurômetro SHIMADZU-HMV-2000 utilizado para obtenção dos perfis de dureza da junta soldada.	36
Figura 22 - Bloco extraído por eletroerosão a fio de diferentes regiões da junta soldada e dimensões dos corpos de prova.	37
Figura 23 - Exemplo de bloco de onde os corpos de prova foram extraídos.	37
Figura 24 – Demonstração esquemática das diferentes regiões da junta soldada onde os entalhes foram posicionados.	38
Figura 25 – Detalhe da montagem do SOMD para monitoramento de um cp do tipo SE(B). Câmera CCD (a); amostra (b); detalhe da superfície da amostra (c); e Clip-gage (d).	41
Figura 26 – Visão geral do ensaio de tenacidade à fratura monitorado com SOMD.	42
Figura 27 – Seleção da área de interesse para processamento das imagens em um dos corpos de prova de tenacidade à fratura (TF_MB_06).	42
Figura 28 – Malha gerada a partir da área selecionada e dos parâmetros escolhidos para o processamento da amostra TF_MB_06. Detalhe para a seção criada na direção de propagação da trinca e os pontos para monitoramento da abertura da boca da trinca.	43
Figura 29 – Curvas de tensão versus deformação obtidas pelo ensaio de tração para o material de base.	45
Figura 30 – Perfis de microdureza ao longo da junta soldada.	45

Figura 31 – Metalografias das diferentes regiões da junta soldada: Macroestrutura (a); MB, ampliação de 100X; (b); ZTA, ampliação de 100X (c); e; ZF, ampliação de 200X (d).....	46
Figura 32 – Variação das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada obtidas a partir de micro ensaio de tração: Tensão limite de escoamento (σ_e); Tensão de resistência a tração ($\sigma_{m\acute{a}x}$) e; Deformação máxima.	47
Figura 33 – Comparação das curvas tensão versus deformação obtidas para o material de base através do ensaio de tração convencional e o micro ensaio de tração.	48
Figura 34 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe no material de base.	49
Figura 35 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe na zona termicamente afetada.....	50
Figura 36 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe na zona de fusão.	50
Figura 37 – Curvas de resistência à fratura para o material de base, zona termicamente afetada e zona de fusão.....	52
Figura 38 – Curvas de força versus deformação longitudinal e transversal obtidas durante ensaio de tração da Amostra 1. Comparação dos resultados de deformação medidos com a técnica de extensometria de resistência elétrica (ERE) e com o sistema óptico de medição de deformação (SOMD).....	53
Figura 39 – Curva carga X CMOD para a amostra TF_MB_6_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.	54
Figura 40 – Curva carga X CMOD para a amostra TF_ZC_6_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.	54
Figura 41 – Curva carga X CMOD para a amostra TF_ZF_5_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.	55
Figura 42 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_MB_06 para diversos estágios do ensaio.....	56
Figura 43 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_ZC_06 para diversos estágios do ensaio.....	56
Figura 44 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_ZF_05 para diversos estágios do ensaio.....	57

Figura 45 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_MB_06 para diversos estágios do ensaio.....	57
Figura 46 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_ZC_06 para diversos estágios do ensaio.....	58
Figura 47 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_ZF_05 para diversos estágios do ensaio.....	58
Figura 48 – Representação .da convenção de direções, distância da ponta da trinca (r) e ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).....	59
Figura 49 - Variação da deformação em x, a partir da ponta da trinca, para cp's com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe no MB.....	60
Figura 50 - Variação da deformação em x, a partir da ponta da trinca, para corpos de prova com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe na ZTA.	60
Figura 51 - Variação da deformação na direção x, a partir da ponta da trinca, para corpos de prova com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe na ZF.....	61
Figura 52 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r.....	62
Figura 53 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r.....	63
Figura 54 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para diferentes valores de r. Todos resultados em uma única série de dados.....	64
Figura 55 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a/\sigma_e^2)$ para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r.....	65
Figura 56 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a/\sigma_e^2)$ para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r.....	66
Figura 57 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a/\sigma_e^2)$ para diferentes valores de r. Todos os resultados em uma única série de dados.	67
Figura 58 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para o MB.....	69

Figura 59 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_MB_6_1. Ajuste exponencial.....	70
Figura 60 – Curva J- Δ a do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação superficial para a amostra TF_MB_6_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.....	72
Figura 61 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.	73
Figura 62 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZC_6_1. Ajuste exponencial.	74
Figura 63 – Curva J- Δ a do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação para a amostra TF_ZC_6_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.....	75
Figura 64 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R para amostra TF_ZF_5_1.	76
Figura 65 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZF_5_1. Ajuste exponencial.....	77
Figura 66 – Curva J- Δ a do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação para a amostra TF_ZF_5_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.	79

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição quím. do material de base. Valores percentuais em peso. .	33
Tabela 2 – Amostras de tenacidade à fratura. Codificação das amostras, abertura máxima da boca da trinca, posição do entalhe na junta soldada e identificação das amostras ensaiadas com SOMD.	40
Tabela 3 – Principais propriedades mecânicas obtidas no ensaio de tração.	44
Tabela 4 – Tensão limite de escoamento para materiais de diferentes regiões da junta soldada.	48
Tabela 5 – Valores de integral J e Δa para cada amostra ensaiada.	51
Tabela 6 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para amostras do MB, ZTA e ZF.	61
Tabela 7 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para o MB.	69
Tabela 8 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_MB_6_1.	70
Tabela 9 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para o MB, obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.	71
Tabela 10 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para a determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.	73
Tabela 11 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.	73
Tabela 12 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZC_6_1.	74
Tabela 13 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para a ZTA obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.	75

Tabela 14 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZF.	76
Tabela 15 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZF_5_1.....	77
Tabela 16 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para a ZF obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.	78

LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 1	Tensão normal na direção y nas proximidades de uma trinca.....	5
Equação 2	Tensão normal na direção x nas proximidades de uma trinca.....	5
Equação 3	Tensão cisalhante nas proximidades de uma trinca.....	5
Equação 4	Tensão normal na direção x em função de K_I	7
Equação 5	Tensão normal na direção y em função de K_I	7
Equação 6	Tensão cisalhante em função de K_I	7
Equação 7	Integral de contorno, J	8
Equação 8	Energia de deformação por unidade de volume.....	8
Equação 9	Integral J definida como energia potencial.....	10
Equação 10	Modelo de Ramberg e Osgood.....	15
Equação 11	Modelo de HRR para tensão.....	15
Equação 12	Modelo de HRR para deformação	15
Equação 13	Relação da deformação com J e σ_e	16
Equação 14	Relação da Integral J com D_a e σ_e	17
Equação 15	Relação da extensão da trinca com J e σ_e	17
Equação 16	Deformação na direção x em função de J/σ_e	73
Equação 17	Deformação na direção x em função de λ	73

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

API – *American Petroleum Institute*

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

CMOD – *Crack Mouth Opening Displacement* – Abertura da Boca da Trinca

cp – Corpo de prova

CTOD – *Crack Tip Opening Displacement* - Abertura da Ponta da Trinca

CTOD δ_5 – CTOD de Schwalbe

Curva J-R – Curva de resistência à fratura, J versus Da

Curva R – Curva de resistência à fratura

dJ/da – Módulo de rasgamento

ds – Representa um elemento infinitesimal de Γ

E – Módulo de elasticidade;

ERE – Extensômetro de Resistência Elétrica

F – Tensor

HRR – Hutchinson, Rice e Rosengren

SE(B) – Tipo de corpo de prova de tenacidade a fratura (*Single Edge Bend*)

SOMD – Sistema Óptico de Medição de Deformação

LLD – *Load Line Displacement* - Deslocamento na Linha de Carga

MB – Material de Base

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

MMDS – Método do Monitoramento da Deformação Superficial

ZF – Zona de Fusão

ZTA – Zona Termicamente Afetada

I_n – Constante adimensional determinada pelo valor de n;

J – Parâmetro de tenacidade à fratura, Integral-J

J_{IC} – Valor crítico de Integral-J

K – Fator de intensidade de tensão

K_I – Fator de intensidade de tensão para o modo I

K_{IC} – Fator de intensidade de tensão crítico para o modo I

n – Coeficiente de encruamento do material;

r – Distância do ponto analisado até a ponta da trinca.

R^2 – Coeficiente de determinação

T – Vetor de tração perpendicular a Γ ;

U – Deslocamento na direção x;

V – Energia potencial

W – Energia de deformação por unidade de volume;

W – Largura do corpo de prova SE(B)

D_a – Extensão da trinca

σ – Tensão

θ – Ângulo entre o ponto medido e a direção de propagação da trinca;

α – Constante do material segundo Ramberg e Osgood;

Γ – Contorno fechado no sentido anti-horário em um sólido submetido a uma tensão

ε – Deformação

λ – Relação entre Δa e σ_e^2

\propto – Sinal de proporcionalidade

σ_e – Tensão limite de escoamento;

ε_0 – Deformação correspondente à σ_e ;

σ_0 – Tensão aplicada;

2a – Comprimento de uma trinca

a – Comprimento de trinca do corpo de prova SE(B)

RESUMO

Os conceitos de mecânica da fratura têm sido cada vez mais utilizados em projetos de engenharia, permitindo a determinação de tamanhos críticos de defeito ou limites de solicitação em função da presença de trincas. No entanto, para aplicar com sucesso esses conceitos em uma avaliação de integridade estrutural é de suma importância a determinação exata do comportamento a fratura do material. Materiais com comportamento elasto-plástico têm ocupado cada vez mais lugar de destaque em estruturas e componentes críticos de engenharia e a maneira mais utilizada para caracterização da tenacidade à fratura desse tipo de material é a curva J-R. Embora existam métodos normatizados para determinação dessas curvas, esses possuem muitas vezes inconvenientes e limitações que tem justificado o desenvolvimento de vários estudos com vista à determinação de métodos alternativos. Nesse trabalho foi investigada a hipótese de que, a partir do estudo do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca, é possível desenvolver uma metodologia para determinação da curva de resistência à fratura de um material com comportamento elasto-plástico. Para tanto, um sistema óptico de medição de deformação baseado na técnica de correlação de imagem digital foi empregado para monitorar a deformação na superfície de corpos de prova do tipo SE(B) durante o ensaio de tenacidade à fratura. O objeto de estudo foi uma junta do aço API X65 soldada por processo de soldagem a laser. Os resultados obtidos demonstram o sucesso da técnica utilizada para obtenção da evolução do campo deformacional durante o ensaio. Além disso, a metodologia empregada possibilitou a determinação de expressões matemáticas que permitem associar valores de deformação com valores de integral J e Δa . Essas expressões são válidas para qualquer uma das três distintas regiões da junta soldada e permitem determinar com sucesso a curva J-R a partir da evolução da deformação durante o ensaio de um único corpo de prova.

Palavras chaves: Curvas J-R; sistema óptico de medição de deformação; campo de deformação; trinca; tenacidade à fratura.

ABSTRACT

The use of fracture mechanics has become increasingly popular in damage tolerance analysis or during determination of load limits in engineering components and structures. Nevertheless, the success of applying the concepts of fracture mechanics to investigate structural integrity assessment is highly dependent upon the correct determination of fracture mechanics material properties. The accurate prediction of ductile fracture behavior plays an important role in structural integrity assessment of critical engineering structures, including nuclear reactors, petrochemical vessels and tanks, pipelines in oil and gas industries and aircraft structures. *J-R* curve has become the most popular material parameters in elastic-plastic fracture mechanics and has been applied widely in practical engineering. There are procedures to determine J-R curves and they are widely presented in books and international standards. However, these procedures sometimes present some practical limitations or restrictions which have prompted research effort to develop alternative methods. In this work the hypothesis that is possible to develop a methodology to determinate J-R curve to materials with elastic-plastic behavior from analysis of near crack tip strain field was verified. For this purpose, an optical strain measurement system (OSMS) was used in order to monitor strains on surface of SE(B) specimens during fracture toughness testing. The methodology was applied to a laser welded joint of API X65 steel. The measurements successfully evaluate the strain field during testing. Besides of this, the methodology proposed allowed the determination of mathematical expressions to associate strain values with values of J-integral and crack extension (Δa). These expressions are valid to characterize these fracture toughness parameters to any one of the three distinct regions of the weld joint and made possible to determine J-R curve by monitoring the surface strain field evolution during a testing of a single specimen.

Key words: J-R curves; optical strain measurement system; strain fields; crack; fracture toughness.

1 INTRODUÇÃO

A aplicação dos conceitos de mecânica da fratura está cada vez mais presente no desenvolvimento e manutenção de estruturas e produtos de engenharia. A partir da caracterização dos materiais quanto à tenacidade à fratura é possível selecionar materiais, projetar peças, determinar tamanhos críticos de defeito e avaliar o nível de segurança de sistemas industriais com presença de descontinuidades.

A capacidade de o material resistir à fratura através da absorção de energia de deformação na ponta de uma trinca é uma propriedade intrínseca do material e é conhecida como tenacidade à fratura. A tenacidade à fratura é descrita através de parâmetros que auxiliam na seleção de materiais e em projetos, permitindo a determinação de carregamentos críticos para materiais com a presença de defeitos.

A determinação exata do comportamento à fratura em matérias com comportamento elasto-plástico possui um importante papel na avaliação da integridade estrutural de importantes estruturas de engenharia, cuja fratura pode representar uma série de imensos prejuízos econômicos, financeiros, sociais e ambientais. Materiais com esse tipo de comportamento são utilizados, por exemplo, na fabricação de reatores nucleares, na indústria aeroespacial, na produção de dutos para transporte de óleo e gás, construção de plataformas de petróleo, entre outros.

Para materiais com comportamento elasto-plástico, a curva J-R é o método utilizado para caracterização da tenacidade à fratura. A curva J-R é uma curva de resistência à fratura, a qual expressa a relação entre a propagação da trinca (Δa) e o parâmetro de tenacidade à fratura integral J. Devido a sua grande importância e aplicabilidade, muitos trabalhos têm sido dedicados ao desenvolvimento de procedimentos efetivos para determinação dessas curvas. Porém, do ponto de vista prático, os métodos possuem inconvenientes ou limitações, como por exemplo, a necessidade de obtenção de um estado de deformação plana; limitações de geometria e dimensões dos corpos de prova; número de corpos de prova; o efeito da não homogeneidade de material nas proximidades da trinca, como é o caso de juntas soldadas; entre outros. Os efeitos de todos esses fatores na determinação da

curva R exercem uma grande implicação na avaliação da integridade estrutural e tomadas de decisões quanto ao reparo de estruturas e componentes de engenharia. Em virtude dessas limitações, muitos trabalhos têm sido desenvolvidos na busca de métodos alternativos para determinação de parâmetros de fratura e curva R.

Alguns trabalhos que têm sido publicados na área demonstram sucesso na utilização de métodos numéricos e experimentais para verificação dos conceitos da mecânica da fratura elasto-plástica a partir da determinação do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca.

Nesse trabalho foi investigada a hipótese de que valores de integral J e Δa podem ser determinados experimentalmente a partir da correlação com valores de deformação nas proximidades da ponta de uma trinca, conduzindo assim à possibilidade de determinação da curva J-R a partir do monitoramento da evolução do campo deformacional.

Aqui, se buscou desenvolver uma nova metodologia pra determinação das curvas de resistência à fratura de materiais com comportamento elasto-plástico. Foi utilizado método empírico, baseado na análise experimental do comportamento deformacional nas proximidades da ponta da trinca de corpos de prova de tenacidade à fratura. A esse novo método se convencionou chamar de Método do Monitoramento da Deformação Superficial (MMDS). Para o monitoramento das deformações foi utilizado um Sistema Óptico de Medição de Deformação (SOMD) por correlação de imagem digital.

A metodologia proposta nesse trabalho foi aplicada à caracterização da tenacidade à fratura de junta soldada pelo processo de soldagem a laser de aço API classe X65. Esse material é utilizado para produção de tubulações de grande diâmetro para transporte de óleo e gás. O trabalho teve início com um projeto da união européia do qual faziam parte o centro de pesquisas GKSS - Forschungszentrum da Alemanha (atualmente, Helmholtz-Zentrum Geesthacht) e a Siderúrgica Corus da Inglaterra, entre outros. O projeto tinha como objetivo o estudo de novas opções de produção de tubos adutores para transporte de óleo e gás e uma das atividades do projeto era a caracterização da tenacidade à fratura das juntas soldadas.

O SOMD utilizado permitiu determinar com sucesso o campo deformacional próximo a ponta da trinca. O estudo da evolução desse campo deformacional durante o ensaio de tenacidade à fratura permitiu a determinação de expressões

matemáticas que correlacionam valores de deformação com valores de extensão de trinca e com o parâmetro Integral J. A partir disso, um novo método para determinação da curva de resistência a fratura é proposto.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Mecânica da Fratura

Quando uma estrutura ou componente é submetido a um carregamento mecânico qualquer, um campo de energia é criado e se distribui em toda a região do material que está resistindo ao carregamento imposto. Considerando um material homogêneo e na ausência de defeitos, a forma como essa energia se distribui é função unicamente do tipo e magnitude do carregamento, da geometria e das dimensões do componente. A presença de uma trinca causa alterações na forma como essa energia se distribui, havendo uma concentração de energia nas proximidades da ponta da trinca. A mecânica da fratura é a área da mecânica dos sólidos que trata do comportamento de materiais contendo trinca e submetidos a tensões e deformações. As teorias de mecânica da fratura permitem avaliar o efeito de uma trinca no campo deformacional e de tensões em um componente ou estrutura.

As teorias da mecânica da fratura foram desenvolvidas primeiramente para materiais com comportamento linear elástico e eram, portanto, aplicadas apenas a materiais que rompiam com pouca ou nenhuma deformação plástica. Em função dessa limitação e tendo em vista o crescente aumento do emprego de materiais de elevada ductilidade em áreas de engenharia com alto risco envolvido, como dutos para transporte de óleo e gás, estrutura de reatores nucleares, construção naval e aeroespacial, entre outros, surgiu à necessidade de desenvolvimento de parâmetros de tenacidade à fratura que pudessem ser aplicáveis a materiais com maior ductilidade. Surgiu então a mecânica da fratura elasto-plástica.

Esses dois enfoques da mecânica da fratura, linear elástica e elasto-plástica, são discutidos nos subitens a seguir.

2.1.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

Os princípios da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) foram desenvolvidos nos anos 50 por George Irwin (IRWIN 1957), tendo o seu trabalho sido baseado nas investigações feitas anteriormente por Griffith e Orowan.

O trabalho publicado por Griffith em 1920: *The phenomena of rupture and flow in solids*, (GRIFFITH 1920) é considerado o artigo fundamental de mecânica da fratura o qual serviu de base para uma série de publicações subseqüentes. Nesse artigo, Griffith propôs sua teoria, descreveu seu experimento e especulou sobre os conceitos moleculares e tamanho de defeito. A maneira como ele tratou o fenômeno da fratura deu o primeiro exemplo claro de configuração de força e a competição entre energia elástica e energia de superfície. A primeira grande contribuição de seu trabalho foi a sugestão de que pequenos defeitos no interior de um material sólido atuam como intensificadores de tensão afetando sua resistência. A segunda grande contribuição feita por Griffith foi a derivação de um critério termodinâmico para fratura considerando a troca total de energia acontecendo durante a propagação de uma trinca em um material. Durante a extensão de uma trinca, energia potencial (trabalho externo e energia interna de deformação) é liberada, em forma de energia de superfície a qual promove aumento do tamanho da trinca.

Outra contribuição importante para a mecânica da fratura foi o estudo das tensões nas proximidades da ponta de uma trinca. Destaque para os estudos desenvolvidos por Westergaard (WESTERGAARD 1939) no qual se considerou uma placa infinita submetida a um estado biaxial de tensão, com uma trinca central de comprimento igual a $2a$, conforme ilustra a Figura 1, Westergaard mostrou que as tensões nas proximidades da ponta da trinca são dadas por:

$$\sigma_{yy} = \sigma_0 \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad \text{Equação 1}$$

$$\sigma_{xx} = \sigma_0 \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad \text{Equação 2}$$

$$\sigma_{xy} = \sigma_0 \sqrt{\frac{a}{2r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad \text{Equação 3}$$

Onde:

θ = ângulo entre o ponto medido e a direção de propagação da trinca;

r = distância do ponto analisado até a ponta da trinca.

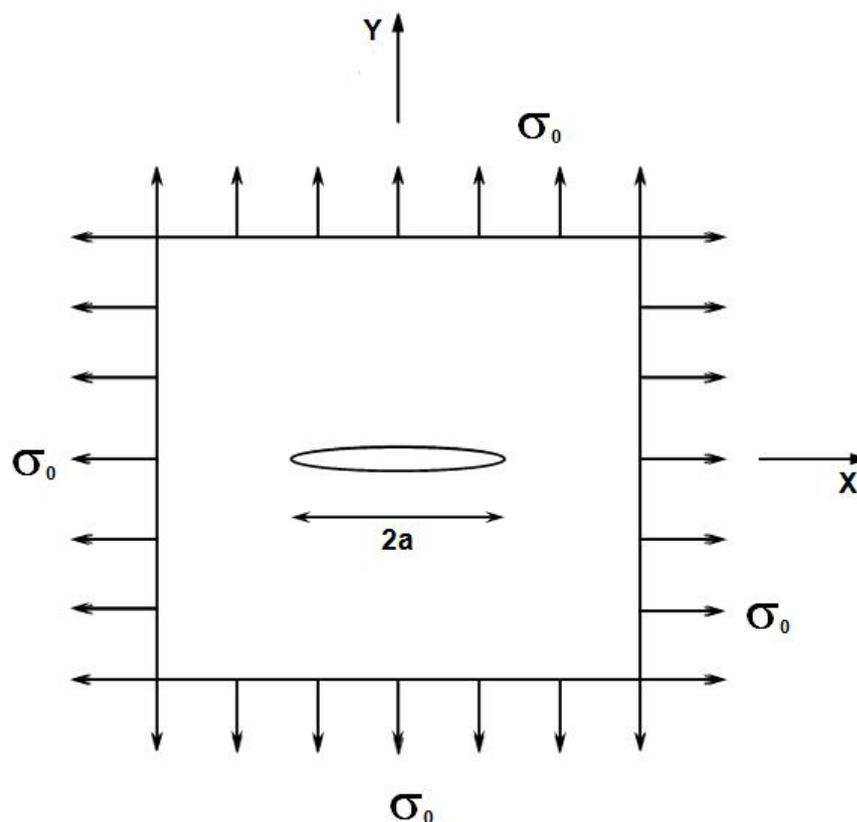


Figura 1 – Trinca no centro de uma placa infinita submetida à solicitação biaxial (SAOUMA, 2000).

Orowan (OROWAN 1944) demonstrou a existência de um intensificador de tensão quando da presença de uma trinca em um material o qual está associado à localização e formato da trinca, à geometria do componente e ao carregamento ao qual o mesmo é submetido, estabelecendo as bases para a avaliação da tenacidade a fratura de um material.

George Irwin alterou mais tarde a solução generalizada de Westergaard pela introdução do conceito de fator de intensidade de tensão, K. Além disso, introduziu o importante conceito de taxa de liberação de energia, desenvolvendo assim os fundamentos da mecânica da fratura. Em seu trabalho publicado em 1957: *Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate*, (IRWIN, 1957), Irwin apresenta suas soluções para as equações de Westergaard incluindo o fator de intensidade de tensão (K) para os três diferentes modos de abertura de trinca (Modo I, II e III), Figura 2.

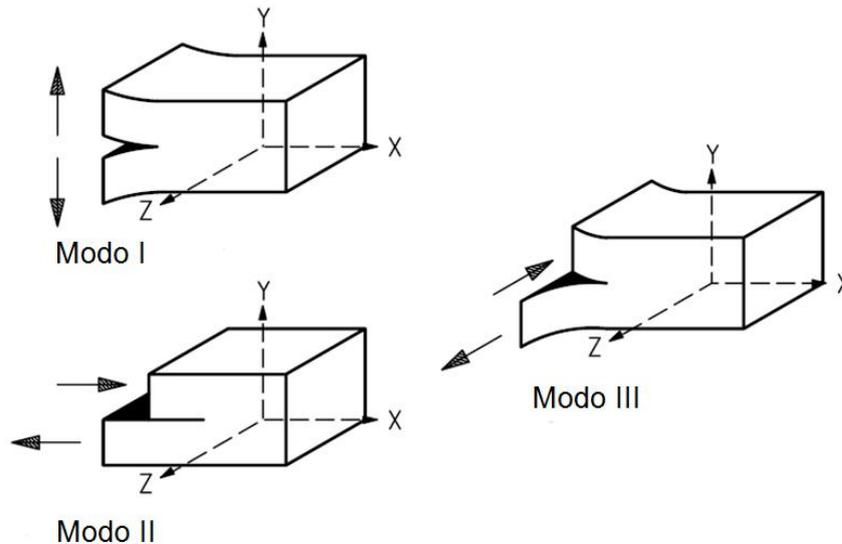


Figura 2 – Modos possíveis de abertura de trinca: Modo I – tração; Modo II – por cisalhamento; e Modo III – por deslizamento (SAOUMA 2000).

Para o Modo I, utilizando o conceito de Irwin de fator de intensidade de tensão, as tensões na proximidade da ponta de uma trinca são expressas por:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad \text{Equação 4}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad \text{Equação 5}$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad \text{Equação 6}$$

Onde K_I é o coeficiente de intensidade de tensão para uma trinca submetida a uma solicitação externa que faz com que sua abertura ocorra no modo I.

Irwin definiu ainda um critério de falha. Segundo o autor, a falha ocorre quando o valor de K_I atinge um valor crítico, denominado K_{IC} . O valor de K_{IC} é uma propriedade intrínseca do material, representando a sua tenacidade à fratura, ou seja, a sua capacidade de absorver energia na ponta de uma trinca.

2.1.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

A análise do campo de tensões em um sólido contendo trincas a partir da análise linear elástica é aplicada apenas para materiais frágeis para os quais a quantidade de deformação plástica próxima a ponta da trinca é insignificante (FORMAN 1965 e SAOUMA 2000). No entanto, existe um grande número de

materiais de interesse em engenharia, cuja fratura ocorre com deformação plástica significativa nas vizinhanças da ponta da trinca e para esses casos a tenacidade à fratura do material não pode mais ser descrita pelo K_{IC} , nesse caso, outros parâmetros de tenacidade à fratura, descrito através de modelos não lineares, devem ser utilizados (SCHWALBE 2003).

Para esses casos, os parâmetros de fratura comumente utilizados são a Integral J (RICE 1968), CTOD (SHIH 1979 e NEWMAN 2002) e o CTOD δ_5 de Schawalbe (GKSS 1991 E SCHWALBE 1995). Nesse trabalho o parâmetro estudado para caracterização da tenacidade à fratura é a Integral J. Esse parâmetro é discutido no subitem a seguir.

2.1.3 A Integral J

Na busca por um modelo que descrevesse um fator de intensidade de tensão que pudesse ser aplicado a materiais com comportamento elasto-plástico, O conceito da Integral J foi introduzido em 1968 por Rice em seu trabalho: *A path independent integral and the approximate Analysis of strain concentration by notches and cracks* (RICE 1968), embora outros pesquisadores já tivessem realizado trabalhos nessa área.

Eshelby definiu um número de integrais de contorno os quais eram independentes do caminho de acordo com o teorema da conservação de energia (ESHELBY 1974). A forma bidimensional de uma dessas integrais pode ser escrita como:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad \text{Equação 7}$$

Com

$$W = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad \text{Equação 8}$$

Onde:

W = energia de deformação por unidade de volume;

Γ = contorno fechado seguindo o sentido anti-horário em um sólido submetido a uma tensão;

T = vetor de tração perpendicular a Γ ;

U = deslocamento na direção x;

ds = é um elemento infinitesimal de Γ

Irwin demonstrou que o valor de J é igual a zero para qualquer Γ escolhido. De acordo com a Figura 3.

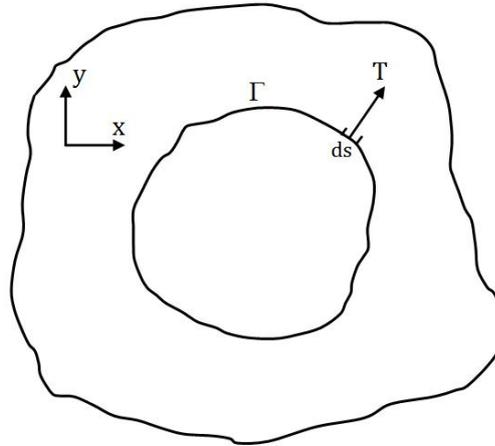


Figura 3 – Modelo esquemático para definição da integral J (BROEK 1988).

Cherapanov (CHERAPANOV 1967) e Rice (RICE 1968) aplicaram essa integral ao problema de trinca em um sólido. Considerando o contorno fechado ABCDEF ao redor da ponta da trinca na Figura 4, pelo princípio da conservação de energia a integral é zero ao redor desse contorno. Uma vez que T e dy são iguais a zero ao longo dos segmentos CD e AF , a contribuição dessas partes para a integral é igual a zero. Conseqüentemente, a contribuição de ABC deve ser igual à contribuição de DEF (porém com sinal oposto). Isso significa que se a integral for tomada ao longo de Γ_1 ou Γ_2 os valores serão os mesmos, ou seja, $J_{\Gamma_1} = J_{\Gamma_2}$ na Figura 4. Portanto, trata-se de uma integral independente do caminho.

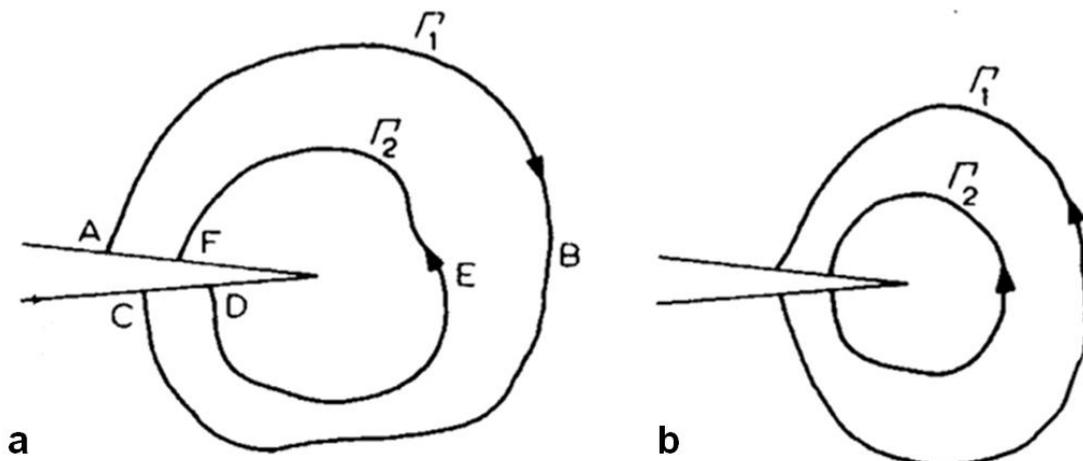


Figura 4 – Contorno ao redor da ponta de uma trinca (BROEK 1988).

Como a base para essa equação é um teorema de conservação de energia, a integral J deve ser representada por quantidades de energia. Observando os termos W e $T\partial u/\partial x$ da Equação 7 é possível verificar que ambos possuem dimensões de tensão x deformação, o que é energia de deformação.

Rice demonstrou ainda, que a integral J definida como uma integral de contorno ao redor de uma trinca, Figura 4b, é a variação na energia potencial para uma extensão de trinca da :

$$J = \frac{\partial V}{\partial a} \quad \text{Equação 9}$$

Onde V é a energia potencial.

A partir dessa observação, Rice demonstra ainda que a integral J pode ser utilizada como um parâmetro de tenacidade à fratura o qual pode ser empregado inclusive para casos em que o crescimento de trinca e a fratura estão associados a níveis consideráveis de deformação plástica e que o crescimento instável de trinca ou a fratura do material ocorre a partir de um valor crítico de J chamado de J_{IC} .

Determinação experimental da integral J

A integral J é comprovadamente um parâmetro capaz de descrever os campos de tensão e deformação nas proximidades da ponta de uma trinca para materiais que apresentam elevada deformação plástica. Esse fato motivou uma série de investigações experimentais a cerca da integral J com o objetivo de desenvolver métodos de ensaios efetivos para a determinação do seu valor. Dentre os pioneiros destacam-se os trabalhos publicados por Begley e Landes (BEGLEY 1972), os quais foram os primeiros a medir o valor de J e determinar o seu valor crítico utilizando múltiplos corpos de prova com carregamento em modo I. Desde então, a integral J se tornou um parâmetro mensurável do material permitindo a caracterização da tenacidade à fratura de materiais com comportamento dúctil.

Atualmente, o procedimento para determinação da integral J é normatizado e descrito pela norma ASTM E1820 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS 2001).

2.1.4 A Curva R

O conceito de curva R foi introduzido primeiramente por Kraft et al em 1961 (KRAFT 1961) e é hoje em dia bastante consolidado, sendo largamente descrito em livros e normas técnicas de mecânica da fratura (SUMPTER 1999).

Os materiais dúcteis apresentam comportamento bem diferente quanto à fratura em comparação com os materiais frágeis. Os materiais que se comportam ductilmente geralmente exibem crescimento lento e estável da trinca acompanhado de deformação plástica considerável. Isso ocorre devido à energia de deformação plástica na ponta da trinca, a qual garante uma resistência ao crescimento da trinca durante a propagação da mesma (ANDERSON 1995). Antes que a trinca atinja um estágio de crescimento constante ocorre um aumento da zona plastificada na ponta da trinca durante a sua propagação, esse fenômeno faz com que parte da energia seja consumida em forma de deformação plástica e outra parte para o crescimento da trinca. Portanto, é necessário que haja um aumento do carregamento para que o crescimento da trinca continue. Esse fenômeno é comumente expresso pela curva R do material, a qual expressa a relação entre a propagação estável da trinca (Δa) e um parâmetro de tenacidade à fratura, normalmente a Integral J e o CTOD para materiais dúcteis.

Para os metais com comportamento dúctil, de uma maneira geral, as curvas R são crescentes e a extensão do tamanho da trinca normalmente está associada aos fenômenos de crescimento e coalescência de microcavidades (ANDERSON 1995). A Figura 5 mostra um esquema da curva J. No estágio inicial de deformação a relação entre J e Δa é praticamente linear e há um crescimento muito pequeno da trinca devido à plastificação que ocorre em sua ponta. Com o aumento de J, o material na ponta da trinca falha localmente resultando em uma extensão de seu tamanho. A resistência à propagação de trinca em aço pode ser também caracterizada pelo valor da inclinação dJ/da , a qual é definida como módulo de rasgamento (BROECK 1988; KANNINEM 1985 e CAYARD 1989).

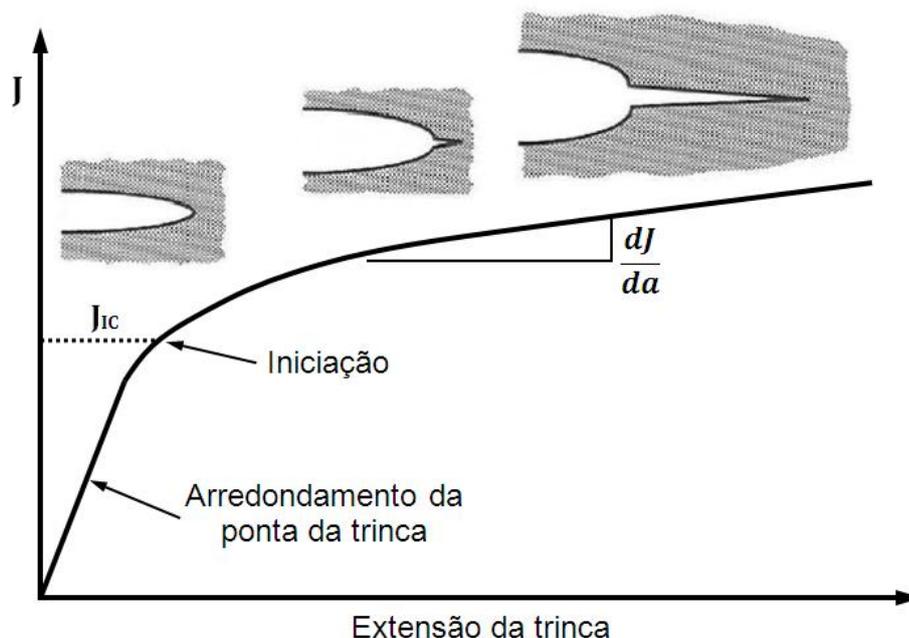


Figura 5 – Modelo esquemático de uma curva R para um material dúctil (adaptado de ANDERSON 1995).

Determinação experimental da curva R

Existem vários métodos possíveis para determinação da curva R de um material. Dentre eles, o mais simples e confiável é o método dos múltiplos corpos de prova. Porém possui o inconveniente de necessitar de um número elevado de amostras, um mínimo de 4 corpos de prova são necessários para se conseguir descrever o comportamento do material a propagação da trinca. Nesse método, uma série de corpos de prova são ensaiados até diferentes valores de CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement* – Abertura da Boca da Trinca). Ao final dos ensaios calcula-se o valor de J e mede-se o tamanho da trinca para cada cp, o que permite construir a curva R do material (SCHWALBE 2002).

Alguns desses métodos são bastante consolidados e os seus procedimentos são descritos na norma ASTM E1820 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS 2001).

O método experimental a partir de um único corpo de prova mais comumente utilizado para a determinação da curva R é o método da flexibilidade no descarregamento (*elastic unloading compliance technique*) (SMITH 1986, CLARKE 1976, JOYCE 1979). Esse método é recomendado pela norma ASTM E1820 para o qual é medida a carga, LLD (*Load Line Displacement*) e CMOD para corpos de

prova do tipo SE(B) (Single Edge Bend) para determinação da integral J. A determinação do comprimento da trinca é realizada para vários instantes durante o ensaio a partir da inclinação da curva força versus CMOD, durante o descarregamento parcial do corpo de prova.

Um outro método experimental convencional é o método da queda de potencial (JOHNSON 1965, SCHWALBE 1981 BAKKER 1985 E MARSCHALL 1990). Nesse método, o crescimento da trinca é monitorado a partir da variação na resistência elétrica a qual é acompanhada de uma diminuição da seção transversal do corpo de prova. Quando uma corrente constante é aplicada no corpo de prova, há um aumento do potencial elétrico com o crescimento da trinca.

As duas técnicas convencionais que permitem a determinação de tamanhos de trinca para vários estágios de propagação durante o ensaio de um único corpo de prova são o método da queda de potencial e o método da flexibilidade do descarregamento. No entanto, essas técnicas são impraticáveis para algumas condições de ensaio, tais como, alta taxa de carregamento, alta temperatura e ambiente agressivo (ZHU 2009). Uma alternativa para esses casos é o emprego do chamado Método Normatizado. Esse método pode ser utilizado em alguns casos para se obter a curva J-R de maneira direta a partir de uma simples medida de deslocamento e do tamanho inicial e final da trinca (JOYCE 2001, LANDES 1991, HERRERA 1990). No entanto, esse método não é aplicável quando se tem corpos de prova de grandes dimensões de materiais de baixa tenacidade (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS 2001).

Todos esses métodos apresentam um ou outro inconveniente: número de corpos de prova, tempo de ensaio, reprodutibilidade, confiabilidade dos resultados, ambiente, entre outros. Devido a isso, uma série de métodos alternativos tem sido proposta (HISER 1985, VOSS 1985, KANG 1988, ASTA 1993, TARPANI 2003, TORRICO 2006, CRAVERO 2007).

2.2 Deformações nas Proximidades da Ponta de uma Trinca

Mesmo no regime elástico sempre há uma região próxima a ponta da trinca onde o material deforma plasticamente. Existem vários modelos matemáticos que descrevem o tamanho dessa zona plastificada, dentre eles, destaque para os

modelo propostos por Irwin (IRWIN 1960) e o modelo de Dugdale (DUGDALE 1960 e BURDEKIN 1966). Esses modelos são baseados nos conceitos de fator de intensidade de tensão K e suas correlações com o estado de tensão e deformação nas proximidades da ponta da trinca.

Para o caso de materiais com comportamento elasto-plástico, para os quais é característico um elevado nível de deformação nas proximidades da trinca, devem ser utilizados modelos de acordo com a mecânica da fratura elasto-plástica. Nesse caso, o conceito de integral J tem sido utilizado em vários estudos para caracterizar a intensidade dos campos de tensão e deformação nas proximidades de uma trinca (RICE 1968ab, HUTCHINSON 1968 e SHIH 1981). A fim de investigar a dependência da integral J com o caminho escolhido como contorno da ponta da trinca, Landis e Carka (LANDIS 2011) estudaram, via método dos elementos finitos, o comportamento do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca. Nesse trabalho os autores apresentam o formato da zona plastificada para os três diferentes modos de carregamento para um material com comportamento elástico perfeitamente plástico com coeficiente de Poisson igual a 0,3. Esse resultado é mostrado na Figura 6.

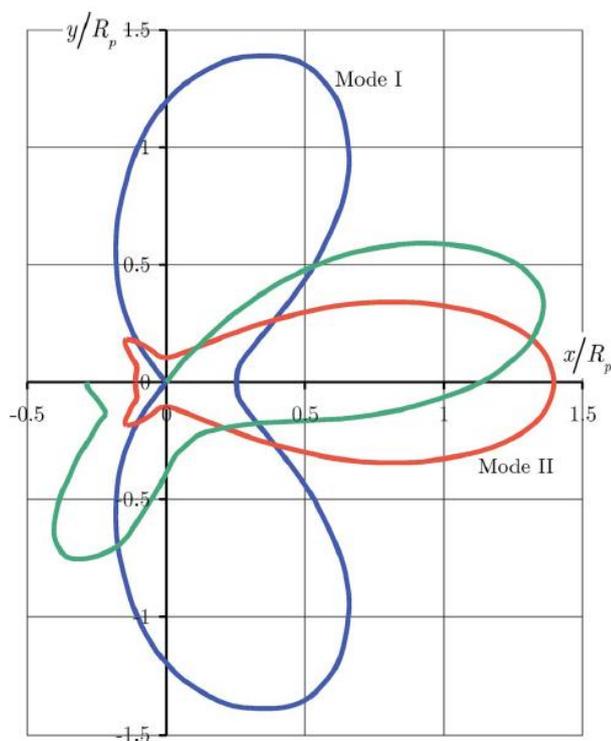


Figura 6 – Formato da zona plastificada na ponta da trinca para carregamento no modo I, modo II e modo misto I e II. R_p é o raio da zona plastificada (LANDIS 2011).

2.2.1 Relação de Deformação com Integral J

Dentre os parâmetros utilizados para caracterização de tenacidade à fratura de materiais com comportamento elasto-plástico, o conceito de integral J é considerado um dos mais importantes, sobretudo por se tratar do único parâmetro capaz de descrever o campo de tensão e deformação na vizinhança da ponta da trinca (KIKUCHI 1990). Os modelos que descrevem as relações de tensão e deformação com a integral J foram propostos ao mesmo tempo por Hutchinson (HUTCHINSON 1968) e por Rice e Rosengren (RICE 1968) e são conhecidos como equações HRR.

Para a mecânica da fratura linear elástica, a relação entre tensão e deformação é facilmente descrita pelo módulo de elasticidade do material. Já para a mecânica da fratura elasto-plástica, essa correlação é mais complexa e pode ser descrita pela equação de Ramberg e Osgood (RAMBERG 1965 e UENG 1992).

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_e} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_e} \right)^n \quad \text{Equação 10}$$

Onde:

σ = tensão;

σ_e = tensão limite de escoamento;

ε = deformação;

ε_0 = deformação correspondente à σ_e ;

α = constante do material;

n = coeficiente de encruamento do material;

Segundo o modelo de HRR, para um sólido com uma trinca submetida a um carregamento no modo I, o valor de tensão é dado pela seguinte equação:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_e^2 I_n r} \right)^{n/(n+1)} \quad \text{Equação 11}$$

E o valor de deformação é dado por:

$$\varepsilon_{ij}(r, \theta) = \alpha \varepsilon_0 \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_e I_n r} \right)^{n/(n+1)} \quad \text{Equação 12}$$

Onde:

r = distância do ponto analisado até a ponta da trinca;

θ = ângulo entre o ponto analisado e a direção de propagação da trinca;

σ_0 = Tensão aplicada;

E = Módulo de elasticidade;

I_n = constante adimensional determinada pelo valor de n ;

Muitas análises numéricas têm confirmado a existência dos campos de tensão e deformação conforme descrito pelas equações HRR as quais são largamente utilizadas para descreverem o comportamento de campos de deformação e de tensão a frente da ponta de uma trinca em função do valor de J (KIKUCHI 1990, MAY 1994, MA 1995, ELGUEDJ 2005 e ZOU 2007).

A correta correlação entre valores de J e de tensão ou de deformação é dependente da precisão com que os coeficientes de Ramberg e Osgood são determinados. No entanto a obtenção precisa desses coeficientes nem sempre é fácil, dependendo do comportamento da curva tensão deformação. Além disso, a não homogeneidade de material também afeta os domínios das equações HRR (JIN 2004). Já o limite de escoamento do material é uma propriedade facilmente determinável e, de acordo com a Equação 12, é possível verificar que a relação da deformação com a integral J inversamente proporcional ao valor de σ_e , ou seja:

$$\varepsilon \propto \left(\frac{J}{\sigma_e} \right) \quad \text{Equação 13}$$

2.2.2 Relação de Deformação com Δa

Não foram encontrados na literatura modelos que descrevam o comportamento da deformação superficial com a propagação de uma trinca, Δa nem mesmo como a tensão limite de escoamento influencia no modelo. No entanto, é sabido que ao se analisar a curva R de materiais semelhantes, como o caso de diferentes regiões de uma junta soldada, considerando materiais com grande deformação plástica, o material com o menor limite de escoamento geralmente apresenta um valor J maior para um mesmo tamanho de trinca em comparação com o material com limite de escoamento maior (CRETEGNY 1998). Isso é compreensível devido ao fato de que o material com menor σ_e inicia o processo de plastificação na ponta da trinca com mais facilidade do que o material com maior σ_e .

Portanto, é de se esperar que relação de J com Δa seja inversamente proporcional ao valor de σ_e :

$$J \propto \left(\frac{\Delta a}{\sigma_e} \right) \quad \text{Equação 14}$$

Substituindo a Equação 14 na Equação 13, constata-se que a relação da deformação com Δa é inversamente proporcional ao quadrado da tensão limite de escoamento, ou seja:

$$\varepsilon \propto \left(\frac{\Delta a}{\sigma_e^2} \right) \quad \text{Equação 15}$$

2.3 Métodos Ópticos de Medição de Deformação

As técnicas de medição de deformação e deslocamento através de métodos ópticos vêm sendo utilizadas, já há um bom tempo, na área de mecânica experimental, permitindo a inspeção de materiais, determinação de propriedades mecânicas e análise de tensões. Existem diferentes técnicas de medição, as quais se distinguem, entre outros fatores, pelo princípio físico a partir do qual a medição pode ser estabelecida. Algumas das principais técnicas utilizadas em engenharia são: a fotoelasticidade, baseada na polarização da luz em materiais birrefringentes no estado deformado (PATTERSON 2008); a técnica de Moiré, cujo princípio é a observação da imagem gerada através da superposição de padrões regulares existentes no objeto em suas posições não deformado e deformado (SCIAMMARELLA 1982); e a técnica da correlação de imagem digital (TEMBA 2000). Essa última foi a técnica utilizada na parte experimental desse trabalho e é discutida mais detalhadamente a seguir.

2.3.1 Método da Correlação de Imagem Digital

Nesse trabalho é utilizado um Sistema Óptico de Medição de Deformação (SOMD) que emprega a técnica de correlação de imagem digital, a qual permite obter, com alta resolução e eficiência, informações quantitativas a respeito de geometria, deslocamento, e campos de deformação na superfície de um modelo físico. Nessa técnica é utilizada uma câmera digital e software comercial para

determinar coordenadas x , y e z relativas a pontos com elevado contraste marcados na superfície da amostra. Resultados de deformação e deslocamento são obtidos pela comparação, ou rastreamento, das posições desses pontos em diferentes instantes durante um experimento (FISCHER 2004).

Um SOMD é baseado no mesmo princípio de métodos experimentais convencionais de deformação superficial, baseados na comparação entre tamanhos de elementos da superfície deformada com os da superfície não deformada. Os métodos convencionais são baseados na impressão ou pintura de uma malha de elementos na superfície da amostra. À medida que se aplica um esforço esta malha se deforma juntamente com o material. Os elementos, circulares ou quadrados, possuem dimensões iniciais conhecidas e, após o carregamento, são realizadas medições das dimensões finais e calculadas as deformações. Para o SOMD, a diferença é que, ao invés da impressão de uma malha regular na superfície da amostra, utiliza-se uma distribuição estocástica de pontos em escalas de cinza. Esta malha randômica pode ser facilmente criada por meio de aplicação de tinta spray, criando um contraste entre um fundo branco e pontos pretos aleatórios. Essa camada superficial deve deformar juntamente com o material, portanto, não pode ser muito frágil a ponto de acabar não deformando com o material ou até mesmo lascando devido à deformação. Esses sprays são fornecidos pelo fabricante do equipamento.

O sistema óptico utilizado nesse trabalho é o Aramis 1.3 M, produzido pela empresa GOM da Alemanha. O sistema é baseado na subdivisão da região de interesse em pequenas áreas retangulares. Cada um desses elementos retangulares possui uma distribuição característica de níveis de cinza e a área de um elemento mostra a mesma distribuição de tons de cinza antes e depois da deformação. Dessa forma, através de análise comparativa de imagens deformadas com uma imagem não deformada são determinados estados deformacionais para uma série de pontos distribuídos na superfície analisada (GOM 2004 e GOM 2010).

A Figura 7 mostra um elemento em estado deformado e não deformado. A única exigência para viabilidade da técnica é que cada elemento deve conter gradientes na escala de cinza em ambas as direções (x e y).

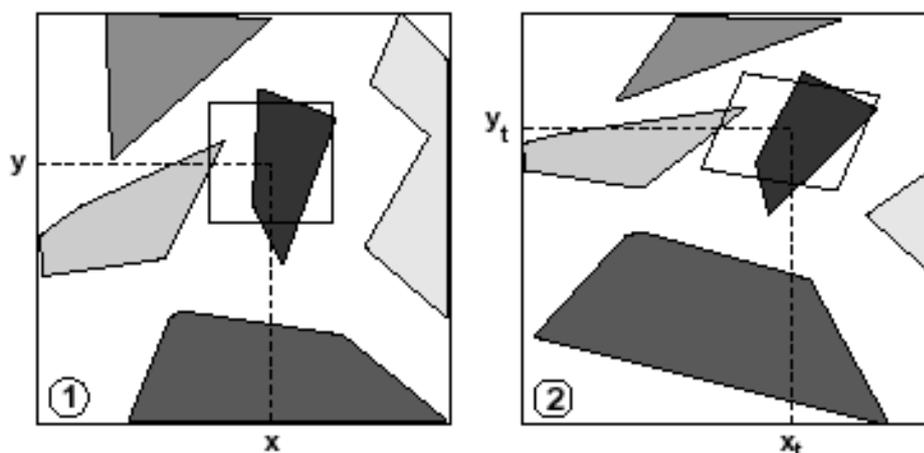


Figura 7 – Distribuição dos tons de cinza em um elemento não deformado (1) e em um elemento deformado (2). (GOM 2004)

Existe uma relação entre o tom de cinza de um ponto não deformado (x,y) para o mesmo ponto no estado deformado (x_t, y_t) .

Para que seja possível o processamento a superfície do corpo de prova deve ser inicialmente tratada com uma tinta spray de cor branca que serve com fundo evitando a reflexão direta da luz na superfície da amostra. Posteriormente deve ser realizada uma aspensão com tinta spray de cor preta de forma que seja criada uma distribuição estocástica e homogênea de pontos em tons de cinza. Na Figura 8 é apresentado o aspecto padrão dessa distribuição.

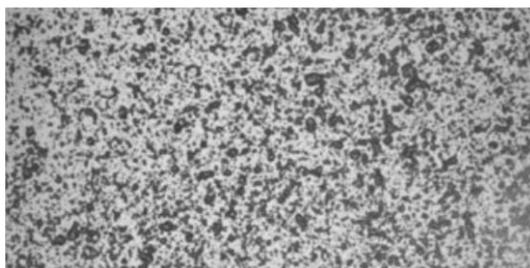


Figura 8 – Aspecto de uma superfície preparada para análise com SOMD. Distribuição estocástica de pontos em tons de cinza. (GOM 2010).

A imagem é capturada por uma (análise biaxial) ou duas câmeras (análise triaxial) CCD de 8 bit, com resolução de 1028 x1280 pixel. A superfície da amostra é fotografada desde o estado de repouso, no estado não deformado até o último estágio do ensaio. Durante o experimento é capturada uma série de imagens subseqüentes. A primeira imagem define os parâmetros da malha e todas as demais

são utilizadas para o cálculo das deformações por comparação com a primeira imagem ou com a imagem imediatamente anterior. Uma grande vantagem do sistema é a possibilidade de interação entre sinais de saída de sensores digitais, como células de carga, por exemplo, e o sistema óptico, possibilitando assim associar cada resultado de deformação com algum outro parâmetro importante do ensaio. É possível também analisar as deformações em toda a superfície da peça, o que no caso do método tradicional dependeria um longo tempo.

Processamento da imagem

Após a captura das imagens é realizado o processamento dessas com o auxílio de software desenvolvido pelo fabricante do equipamento. Inicialmente é selecionada a superfície de interesse (região da amostra para a qual se deseja analisar as deformações) e em seguida é realizada a divisão da superfície em elementos quadrados onde o número total de elementos depende do tamanho de aresta, expressa em número de pixels, escolhido. O tamanho dos elementos é escolhido de modo a otimizar os resultados e o tempo de processamento. É estabelecida então uma malha inicial de elementos a partir da primeira imagem.

Dois tipos de processamento de imagem são possíveis para o cálculo das deformações: o método global e o gradual. No processamento pelo método global cada uma das imagens deformadas é correlacionada com a imagem não deformada inicial, enquanto que no método gradual, a deformação é calculada sempre entre as duas imagens seguintes. Neste último caso, a primeira imagem é correlacionada com a segunda, à segunda com a terceira e assim sucessivamente. Em ambos os casos, o resultado é uma medida de deslocamento relativa à imagem inicial. O objetivo da determinação deste deslocamento é o cálculo das coordenadas de cada ponto para cada estágio de deformação.

Para o cálculo do campo de deformação, um tensor F é empregado possibilitando que um segmento de linha não deformado seja transformado em segmento de linha deformado. Para a determinação do tensor de deformação para um ponto é necessária a correlação com um grupo de outros pontos. Após a obtenção do campo de deslocamento, a distribuição de deformação é calculada numericamente.

O cálculo da deformação pode ser realizado empregando o modo de elementos interpolados ou não interpolados. O método não interpolado considera

cada elemento como sendo independente dos demais, o que resulta em uma distribuição não constante de deformação, Figura 9.

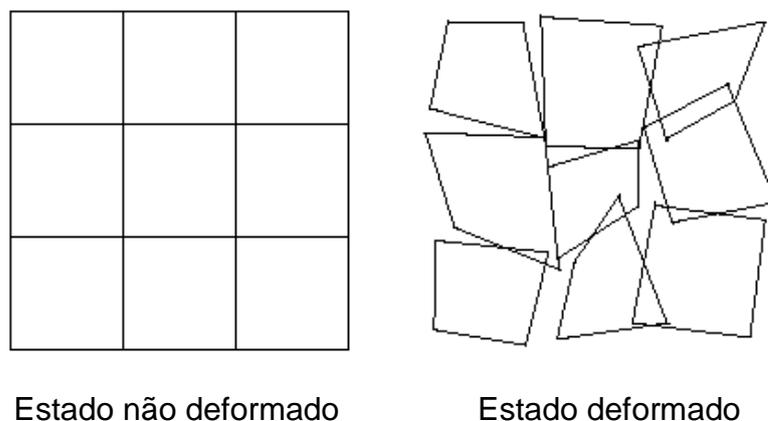


Figura 9 – Elementos em disposição 3x3 em estado deformado e não deformado pelo método de elementos não interpolados (GOM 2004).

O modo de elementos interpolados apresenta uma exatidão bem maior, garantindo uma continuidade do conjunto de elementos. Isto resulta em uma distribuição constante, uma vez que as linhas limite entre dois elementos são igualmente alongadas, Figura 10.

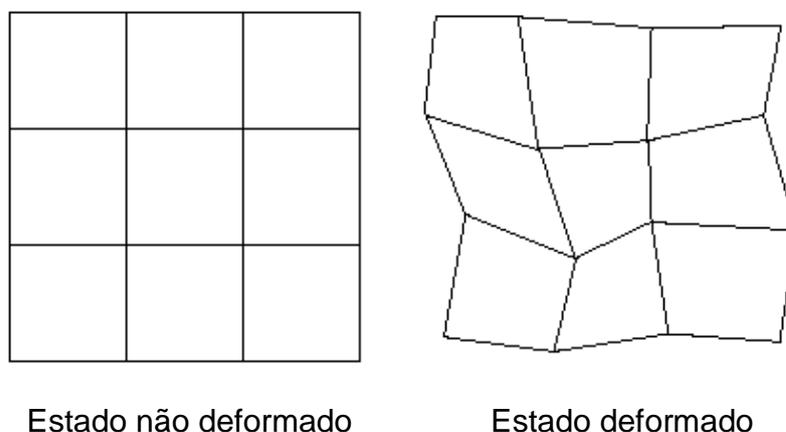


Figura 10 – Elementos em disposição 3x3 em estado deformado e não deformado pelo método de elementos interpolados (GOM 2004)

Para dar início ao processamento das imagens, após terem sido definidos todos os parâmetros da análise supracitados, o programa estabelece uma malha inicial de elementos a partir da primeira imagem. Ainda na primeira imagem, o operador realiza a escolha de um ponto de origem, Figura 11, e o programa identifica este ponto em toda a seqüência de imagens até a imagem correspondente

ao último estágio do ensaio. Como pode ser visto na Figura 12. Por comparação entre as imagens são calculados os deslocamentos de cada ponto da malha.

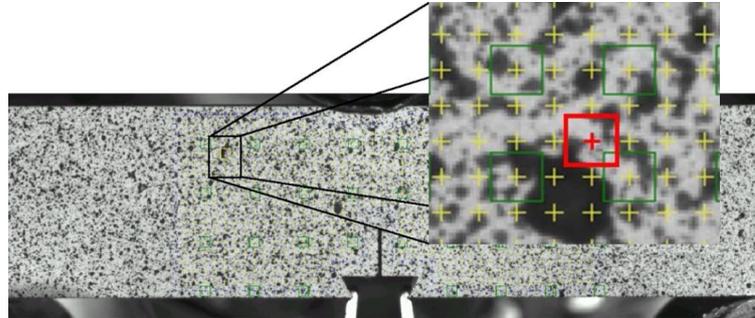


Figura 11 – Primeira imagem com detalhe para a identificação do elemento inicial (SHAHRAM 2003).

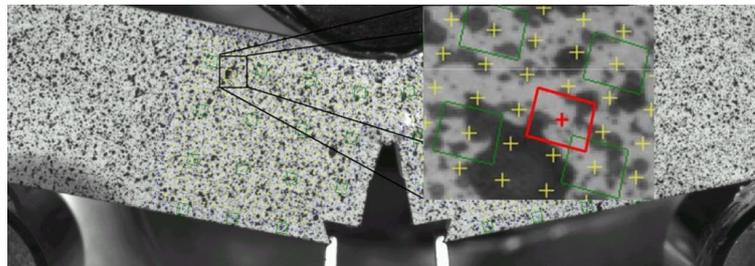


Figura 12 – Última imagem com detalhe para a identificação do elemento inicial (SHAHRAM 2003).

Os deslocamentos e as deformações são calculados a partir das coordenadas armazenadas nos estados deformados.

O SMOD utilizado nesse trabalho oferece diferentes possibilidades de visualização das deformações e deslocamentos.

- Deslocamento nas direções x e y.
- Deformação máxima principal
- Deformação mínima principal
- Valores de deformação nas direções x e y
- Deformação equivalente de von Mises
- Deformação equivalente de Tresca

Visando obter resultados pontuais o programa oferece a possibilidade de criar uma seção e levantar os valores de deformação e deslocamento ao longo dessa

seção para todos os estágios do ensaio. Os valores extraídos de cada elemento ao longo da seção são exportados em formato ASCII.

2.4 Aplicações de Métodos Ópticos de Medição de Deformação em Mecânica da Fratura

Na área de mecânica da fratura vários trabalhos realizados demonstram o sucesso da aplicação de métodos ópticos de medição de deformação para avaliação de como uma trinca interfere na distribuição de deformação e tensão nas proximidades da ponta de uma trinca, além da determinação de parâmetros de tenacidade à fratura.

Vários métodos experimentais, tais como fotoelasticidade e interferometria têm sido utilizados para avaliação de fator de intensidade de tensões em amostras de laboratório (SANFORD 1989 e OLDEN 2004). No entanto, muitos desses métodos possuem limitações específicas nas aplicações práticas de engenharia. Por exemplo, fotoelasticidade requer um revestimento da amostra com um material fotossensível e interferometria requer procedimentos bastante precisos e muitas vezes difíceis de serem conseguidos (DALLY 1991). Mais recentemente, o método de correlação de imagem digital (CHU 1985) tem tomado um espaço significativo em experimentos mecânicos, especialmente para análise de tensões, graças a sua capacidade de medição do campo total de deformação, sem contato e de maneira relativamente simples e podendo ser utilizada para uma variedade de escalas e velocidades de aquisição (XU 2008 e REU 2008).

Já em 1970, Bradley e Kobayashi (BRADLEY 1970) utilizaram com sucesso fotoelasticidade para investigar a variação do fator de intensidade de tensões com o aumento do tamanho da trinca. Em 1987 McNeill et al (MCNEILL 1987), apresentaram um método para determinação do fator de intensidade de tensão utilizando correlação de imagem digital. No mesmo ano, Lee et al (LEE 1987) publicaram um estudo sobre a formação da zona plástica a frente da ponta de uma trinca utilizando métodos ópticos para determinação experimental da evolução do campo deformacional em função da carga aplicada. Kang e Kobayashi publicaram alguns trabalhos nos quais os autores apresentam um procedimento para determinação da integral J a partir de valores de deslocamento (KANG 1987 e KANG 1988). Para tanto utilizaram a técnica de interferometria de Moiré para

determinação de campos de deslocamento na superfície de corpos de prova de tenacidade à fratura. O procedimento mostrou excelentes resultados quando os valores de J foram calculados a partir das equações HRR. A Figura 13 apresenta o campo de deslocamento nas proximidades da ponta de uma trinca em um corpo de prova tipo SE(B) de uma liga de alumínio 5052-H32.

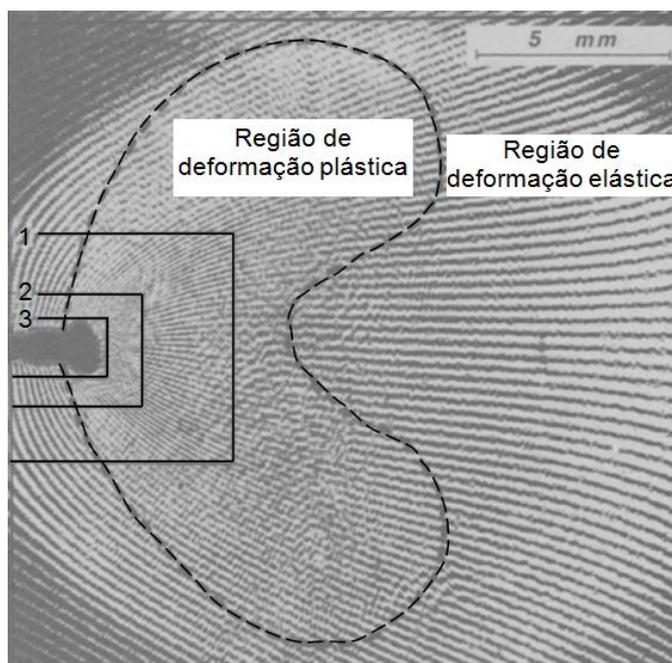


Figura 13 – Campo de deslocamento nas proximidades da ponta de uma trinca em um corpo de prova tipo SE(B) de uma liga de alumínio 5052-H32 via interferometria.
(adaptada de KANG 1988)

Mais recentemente, em 2010, Trummer et al apresentaram uma metodologia para determinação do fator de intensidade de tensões em estrutura contendo uma trinca (TRUMMER 2010). A técnica utilizada foi a da correlação de imagem digital, utilizando o equipamento Aramis 6.0.2 para obtenção do campo deformacional nas proximidades da trinca. Os resultados experimentais foram comparados com os obtidos por modelagem numérica pelo método dos elementos de contorno, e mostraram uma boa concordância, como pode ser visto na Figura 5. A análise foi baseada na mecânica da fratura linear elástica e permitiu obter com sucesso os valores do fator de intensidade de tensão, apontando para a possibilidade do emprego da metodologia desenvolvida para aplicação em estruturas em escala real.

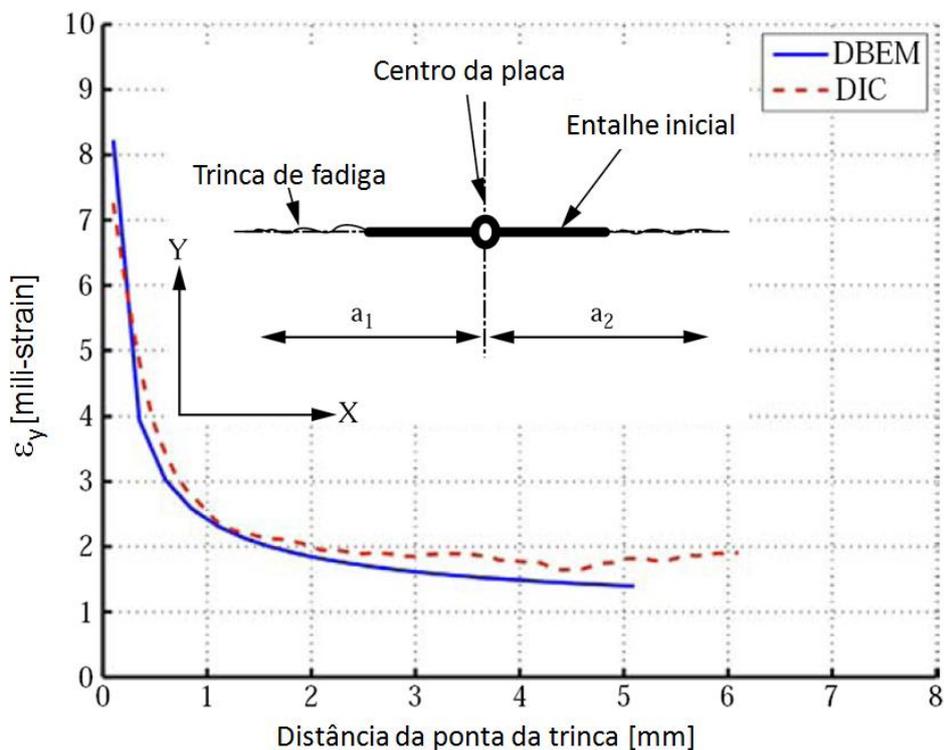


Figura 14 – Perfis de deformação a frente de uma das pontas da trinca. Resultados obtidos experimentalmente (DIC) e por método numérico (DBEM). Adaptada de (TRUMMER 2010).

Uma série de outros trabalhos empregando o método de correlação de imagem digital também têm sido realizadas, destaque para o trabalho de Du et al publicado em 2010, onde os autores determinam experimentalmente o fator de intensidade de tensão em modo misto a partir do campo de tensões nas proximidades de uma trinca na fuselagem de um avião comercial (DU 2011).

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Metodologia

Nesse trabalho foi proposto um novo método pra determinação das curvas de resistência à fratura, ou curva R, de materiais com comportamento elasto-plástico. O método utilizado foi empírico e baseado na análise experimental do comportamento deformacional da superfície de um corpo de prova de tenacidade à fratura nas proximidades da ponta de uma trinca.

A curva R é uma representação gráfica da resistência à fratura de um material. Pelo método convencional, essa curva é construída a partir do ensaio de múltiplos corpos de prova, de acordo com as normas ASTM E1820-01 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS 2001). O método proposto aqui foi baseado na análise das deformações à frente da ponta da trinca através do monitoramento da evolução do campo deformacional durante o ensaio de um único corpo de prova. A esse novo método se convencionou chamar de Método do Monitoramento da Deformação Superficial (MMDS).

A metodologia proposta nesse trabalho é aplicada a caracterização da tenacidade à fratura de junta soldada pelo processo de soldagem a laser de aço API classe X65. Para tanto, buscou-se determinar expressões matemáticas que correlacionassem valores de deformação com valores de Integral J e de Δa e que fossem válidas para qualquer região da junta soldada.

Uma das características do processo de soldagem a laser é a não homogeneidade de material ao longo da junta, apresentando três regiões bem distintas quanto à microestrutura e propriedades mecânicas: Material de Base (MB), Zona Termicamente Afetada (ZTA) e Zona de Fusão (ZF). Uma vez que o modo como a Integral J e Δa estão correlacionados com a deformação é dependente da tensão limite de escoamento do material, se fez necessário determinar o valor de σ_e para cada região da solda. Para tanto, foi empregado o micro ensaio de tração para corpos de prova extraídos de diferentes posições ao longo da junta soldada.

A fim de ajudar a elucidar a metodologia empregada nesse trabalho, é apresentado na Figura 15 um diagrama de blocos com: os ensaios realizados, os resultados obtidos com cada ensaio e com que finalidade esses resultados foram obtidos.

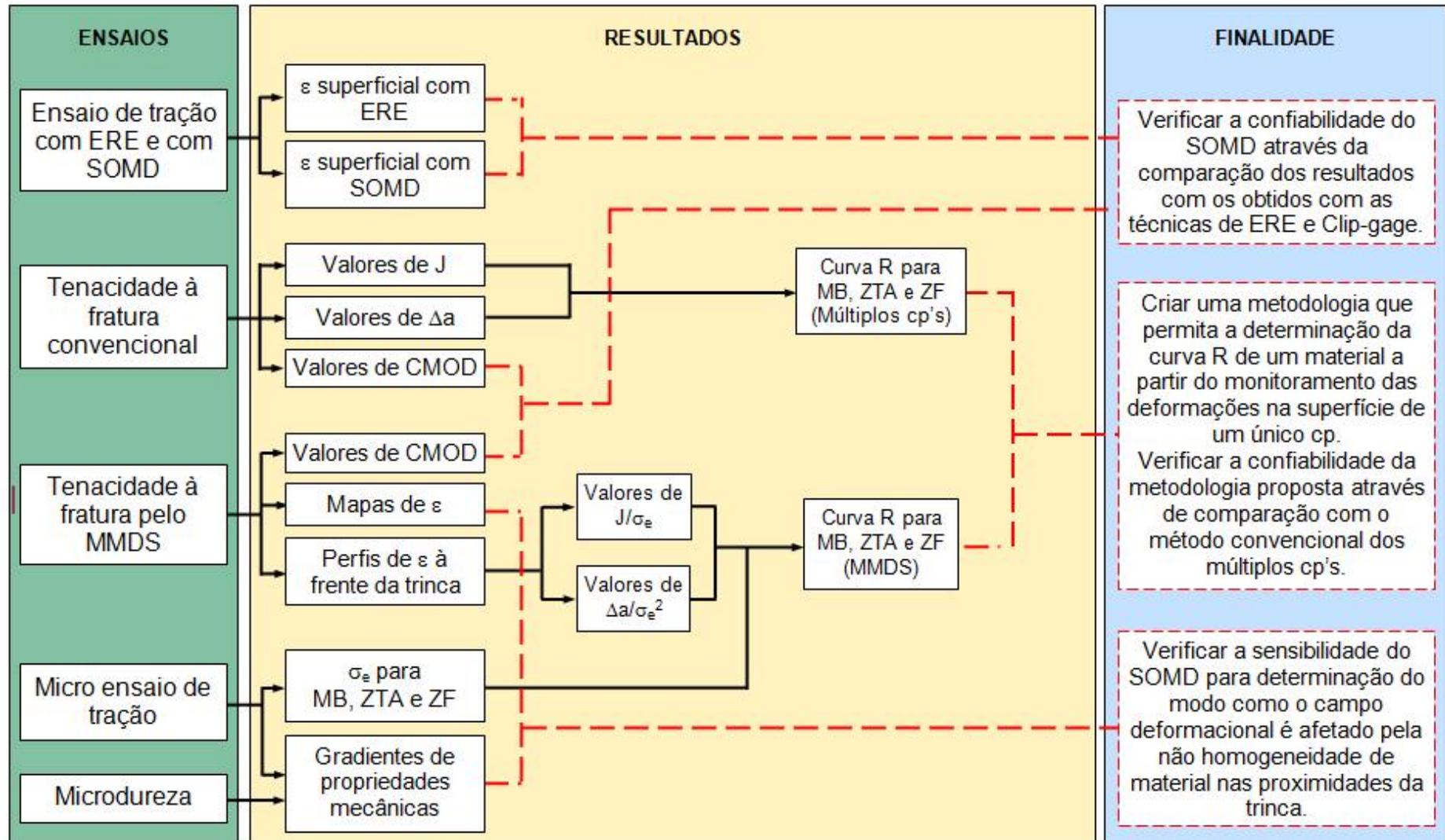


Figura 15 – Representação esquemática da metodologia utilizada no trabalho.

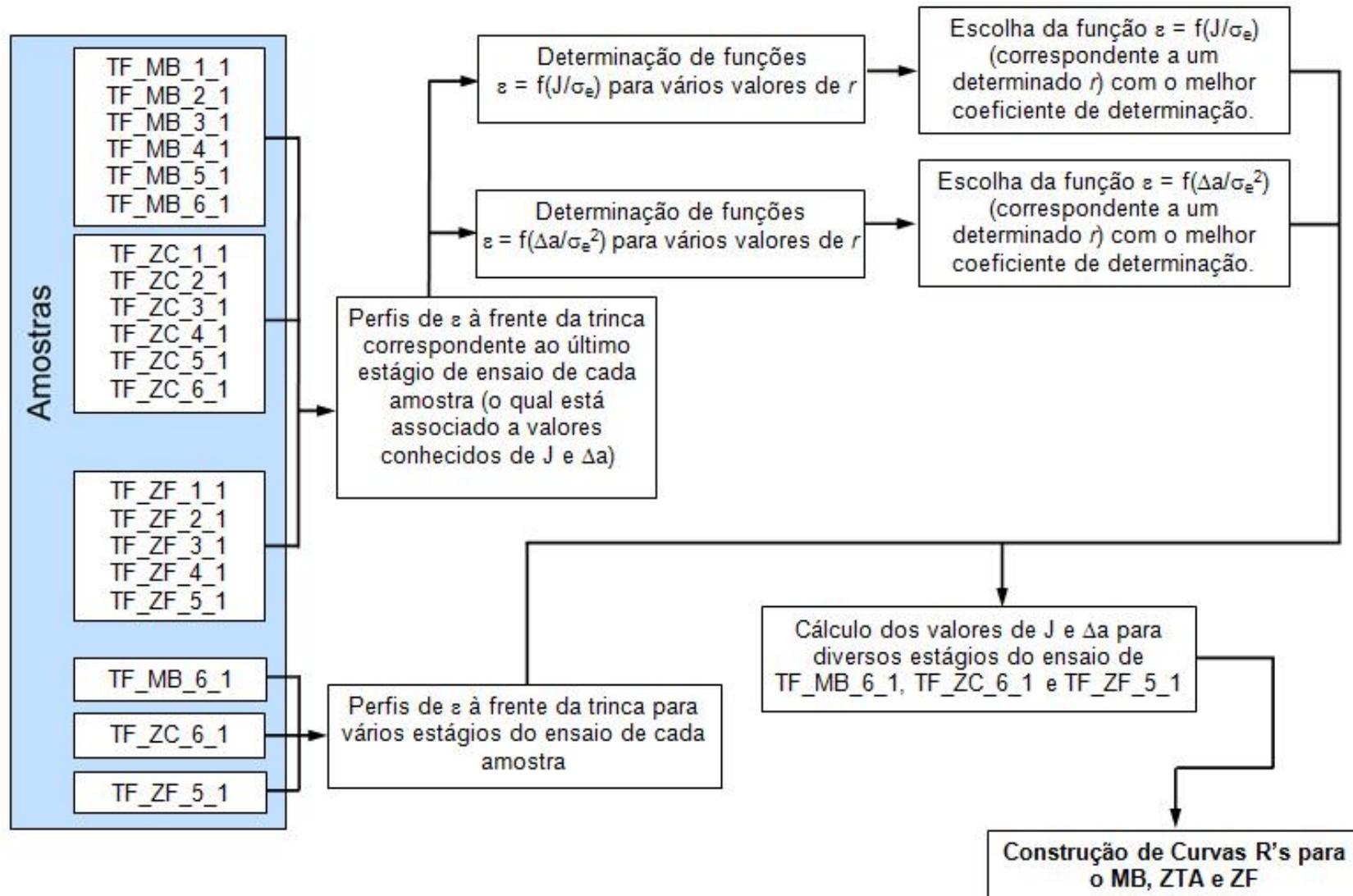


Figura 16 – Fluxograma representando esquematicamente a metodologia para determinação das curvas de resistência à fratura pelo MMDS.

Verificação da confiabilidade dos resultados obtidos com o SOMD

A grande importância dos resultados obtidos com SOMD dentro da metodologia proposta nesse trabalho, aliada ao fato de se tratar de uma técnica relativamente nova, justifica a preocupação quanto à confiabilidade de seus resultados. Além disso, é sabido que fatores como seleção dos parâmetros de processamento das imagens e preparação da superfície podem influenciar nos resultados. Nesse sentido, foram empregados ensaios com técnicas consagradas de medições de deformação e de deslocamento a fim de comparar seus valores com os obtidos com o SOMD. Para tanto, as deformações em uma das superfícies de um corpo de prova de tração foram monitoradas com Extensômetros de Resistência Elétrica (ERE) e a superfície oposta foi monitorada com o SOMD. Além disso, todos os cp's de tenacidade à fratura foram instrumentados com *clip-gages*, possibilitando a comparação entre os valores de deslocamento.

Determinação da forma do campo deformacional

Vários estudos têm sido realizados no sentido de determinar o formato do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca através de métodos analíticos, simulações numéricas e métodos experimentais. Como o SOMD é capaz de detectar o todo o campo deformacional em uma superfície, é interessante avaliar a maneira como as deformações se distribuem nas proximidades da ponta da trinca e se essa distribuição está de acordo com os modelos sugeridos ou determinados anteriormente. Além disso, a não homogeneidade das propriedades mecânicas ao longo da secção transversal da junta soldada deve afetar o formato do campo deformacional e, portanto, é interessante verificar se o SOMD é capaz de identificar essa não homogeneidade e se o a maneira como essa não homogeneidade altera o campo de deformação. Para tanto, os resultados do ensaio de microdureza e do microensaio de tração foram comparados com os mapas de deformação obtidos com o SOMD.

Determinação de curvas R pelo MMDS

Para determinação das expressões matemáticas foi necessário associar os resultados de deformação com valores conhecidos de Integral J e Δa . Para tanto, foram realizados ensaios de tenacidade à fratura monitorados com SOMD para uma série de cp's. Os dados obtidos com o ensaio foram tratados de acordo com os

métodos normalizados para obtenção de valores de Integral J e Δa que servirão de referência para a correlação com os valores de deformação.

Com o propósito de obter diferentes valores de Integral J e Δa , foram ensaiados cp's com diferentes valores de CMOD máximo para cada região da solda. A análise do campo deformacional foi concentrada no último estágio do ensaio de cada cp, de modo que os resultados de deformação pudessem ser associados com valores conhecidos tanto de J como de Δa .

O método convencional dos múltiplos corpos de prova foi aplicado para determinação das curvas R's para o MB, ZTA e ZF. Essas curvas foram posteriormente comparadas com as obtidas pelo MMDS.

Como foi visto na revisão bibliográfica, a relação entre a deformação e a integral J é inversamente proporcional ao limite de escoamento do material (Equação 13), enquanto que a relação da deformação com Δa é inversamente proporcional ao quadrado da tensão limite de escoamento (Equação 15).

Após a determinação das expressões matemáticas que permitem associar valores de deformação com as relações J/σ_e e $\Delta a/\sigma_e^2$, uma amostra monitorada com o SOMD foi selecionada para cada região da junta soldada para construção da curva R pelo MMDS. Para cada amostra, foram obtidos perfis de deformação à frente da trinca em vários estágios de carregamento permitindo determinar valores de J/σ_e e de $\Delta a/\sigma_e^2$ para vários instantes do ensaio. Como o valor de σ_e de cada material foi conhecido através do micro ensaio de tração, os valores da Integral J e Δa foram facilmente determinados e a curva R é então construída.

O modo como foram obtidas as expressões matemáticas que permitem a construção da curva R a partir de valores de deformação é descrito a seguir. O fluxograma da Figura 16 apresenta a metodologia utilizada para obtenção dessas expressões.

A maneira como os valores das relações J/σ_e e $\Delta a/\sigma_e^2$ são determinados a partir de um valor de deformação na superfície do cp é detalhado a seguir.

Para determinação das expressões matemáticas, uma série de amostras de cada região da junta soldada teve seu ensaio monitorado com SOMD. Cada amostra de cada região foi ensaiada com diferentes valores de CMOD de modo que cada uma representasse um valor diferente de Integral J e de Δa .

Como visto na revisão bibliográfica (subitem 2.2), as deformações nas proximidades da trinca são dependentes do ângulo θ e da distância da ponta da trinca (r), de acordo com os modelos HRR (Equações 11 e 12). A fim de minimizar o número de variáveis, as análises foram realizadas apenas para secção com θ igual a zero, ou seja, para uma secção a frente da ponta da trinca na mesma direção de propagação da mesma. Além disso, esse procedimento permitiu a minimização do problema da ausência de simetria do campo deformacional à direita e à esquerda da ponta da trinca no caso dos cp's com trinca localizada na ZF.

As deformações consideradas nesse estudo foram as deformações na direção x , que é a direção transversal a direção de propagação da trinca. A Figura 17 apresenta a convenção de direções em relação ao corpo de prova (direções x e y), distância da ponta da trinca (r) e do ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).

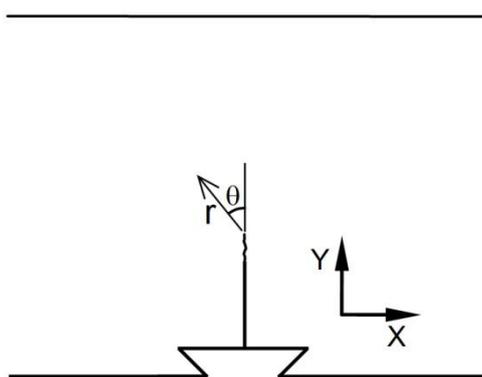


Figura 17 – Representação esquemática da convenção de direções, distância da ponta da trinca (r) e ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).

Relação matemática entre deformação e J/σ_e

Passo 1- O primeiro passo na análise dos resultados em busca de uma relação matemática entre deformação e Integral J foi a construção de curvas de deformação a frente da trinca para cada cp. Criado os perfis, foi possível determinar funções matemáticas do tipo $\varepsilon=f(r)$ para cada perfil, as quais estão associadas ao valor de J calculado para o cp correspondente.

Passo 2- Tendo várias equações do tipo $\varepsilon=f(r)$ e estando cada uma delas associada a um valor conhecido de J/σ_e foi possível determinar, para cada material,

equações que descrevem o comportamento da deformação em função de J/σ_e para um valor de r constante, $\varepsilon=f(J/\sigma_e)$.

Passo 3- Construção de gráficos para diferentes valores de r com as curvas de deformação versus J/σ_e para o MB, ZTA e ZF, buscando encontrar um valor de r para o qual os perfis das três curvas sejam próximos o suficiente para que possam ser descritos por uma única equação. Desse modo, é obtida uma equação através da qual é possível correlacionar, para cada material analisado, valores de deformação a uma distância específica da ponta da trinca, com valores de J/σ_e .

Relação matemática entre deformação e $\Delta a/\sigma_e^2$

O procedimento para determinação da relação matemática entre deformação e $\Delta a/\sigma_e^2$ é similar ao adotado para a relação com J/σ_e . Porém, nesse caso, cada perfil de deformação foi associado com os valores correspondentes de $\Delta a/\sigma_e^2$ ao invés da associação com J/σ_e .

3.2 Materiais

Para realização do trabalho foram utilizadas chapas de 19mm de espessura do aço API 5L X-65. Esse material é utilizado para produção de tubulação de grande diâmetro para transporte de óleo e gás. A opção por este aço foi feita com base em estudo do estado da arte em soldagem com alto aporte de energia de aços para tubulação adutora e através de testes preliminares com diferentes graus do aço API 5L realizados pela siderúrgica CORUS da Inglaterra e o centro de pesquisa GKSS da Alemanha. O material foi fornecido pela siderúrgica CORUS, responsável também pela produção das juntas soldadas.

Composição química

A Tabela 1 apresenta a composição química do material de base utilizado nesse trabalho. A análise química foi realizada em um espectrômetro de emissão óptica, conforme a Norma ASTM E1009. Em conjunto com as propriedades mecânicas obtidas com o ensaio de tração, Tabela 3, foi possível classificar o material como um aço API 5L X65.

Tabela 1 – Composição química do material de base. Valores percentuais em peso.

Composição química [% em peso]											
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	Ti	V	Fe
0,037	0,30	1,38	0,009	<0,002	0,03	<0,020	0,03	0,050	<0,005	<0,005	Balanço

3.3 Junta Soldada Utilizada como Objeto de Estudo

Para realização da parte experimental do trabalho, corpos de prova foram produzidos a partir de chapas de aço API 5L X 65 de 19 mm de espessura soldadas pelo processo de soldagem a laser. Para produção da junta soldada foi empregado o processo de soldagem a laser do tipo CO₂ produzidas por uma fonte com capacidade de 25 kW de potência. A junta soldada foi produzida pela siderúrgica CORUS da Inglaterra. Os parâmetros de soldagem utilizados são apresentados a seguir:

Potência = 15 kW

Distância focal = 520 mm

Velocidade = 1 m/min

Fluxo de gás = 150 l/min

3.4 Métodos

3.4.1 Caracterização Microestrutural

Após as chapas terem sido soldadas, uma amostra foi selecionada a fim de investigar a sua macro e microestrutura. A amostra foi cortada perpendicularmente ao cordão de solda e preparada de acordo com procedimentos padrão para metalografia, conforme as normas ASTM E3-95 e ASTM E 340-95. Inicialmente, as amostras foram lixadas em uma lixadeira e politriz automática modelo Motopol 2000 da Buehler utilizando uma sequência de lixas variando da grade 220 até a 1200 por 10 minutos com rotação de 300 rpm. Posteriormente, as amostras foram polidas utilizando o pano MD-Dur da Struers com solução de diamante em suspensão P-2000 de 3 μ m por 10 minutos com uma rotação de 150 rpm. A última etapa do polimento foi realizada com o pano MD-Chem da Struers com solução alcalina de SiO₂ de 0.05 μ m utilizando os mesmos parâmetros da primeira etapa do polimento.

Após a preparação metalográfica a amostra foi atacada com solução de Nital 3% por 15 segundos e então analisada em microscópio óptico.

3.4.2 Ensaio de Tração Convencional

Ensaio de tração foram conduzidos para três corpos de prova do material de base extraídos transversalmente à direção de laminação da chapa e testados a temperatura ambiente de acordo com a norma ASTM E8M. Os ensaios foram conduzidos em uma máquina de ensaios Zwick 1484, com capacidade de carga de até 200kN, com velocidade de carregamento de 1mm/min.

3.4.3 Ensaio de Tração Instrumentado com Extensômetro de Resistência Elétrica e SOMD

Uma das amostras de ensaio de tração teve a deformação monitorada com Extensômetro de Resistência Elétrica (ERE) tipo roseta biaxial e com o SOMD. Este procedimento foi realizado para gerar dados que permitissem correlacionar os valores de deformação obtidos com essas diferentes técnicas.

Monitoramento com ERE

Uma das faces do corpo de prova foi instrumentada com um extensômetro tipo roseta biaxial, ver Figura 18. Os dados técnicos e as principais características desses strain gages são apresentados a seguir.

Fabricante: Vishay Micro-Measurements

Modelo: CEA-06-062WT-120

Tipo: Roseta biaxial sobreposta, 0/90°

Tamanho da grade do extensômetro: 1,57mm

Resistência elétrica de 120Ω

Compensação de temperatura: para aço

Deformação máxima = 3%.

A roseta foi colada de modo que a direção da grade de um dos extensômetros ficasse alinhada com a direção longitudinal do corpo de prova.

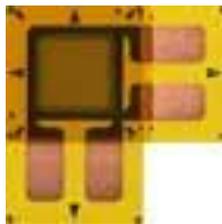


Figura 18 - Extensômetro de resistência elétrica modelo CEA-06-062WT-120 da Vishay Micro-Measurements. (VISHAY 2010).

A instrumentação foi realizada conforme procedimentos padrão de lixamento, desengraxe, colagem e soldagem de extensômetros. O cabeamento é realizado de modo a conectar separadamente cada *strain gage* da roseta num circuito do tipo ponte de Wheatstone em ligação de $\frac{1}{4}$ de ponte com três fios (BORCHARDT 1982 e HOFFMAN 1989). Para aquisição de dados foi utilizado um equipamento modelo MGC Plus da empresa HBM, Hottinger Baldwin Messtechnik. O software utilizado para a aquisição dos dados foi o Catman 4.0 fornecido pelo fabricante do equipamento.

Monitoramento com SOMD

A análise de deformação com o SOMD foi realizada na face do corpo de prova oposta a face instrumentada com ERE. O procedimento utilizado para preparação da superfície da amostra e o processamento das imagens foi o mesmo empregado para o monitoramento das amostras de tenacidade à fratura e é explicado detalhadamente no subitem 3.4.6.

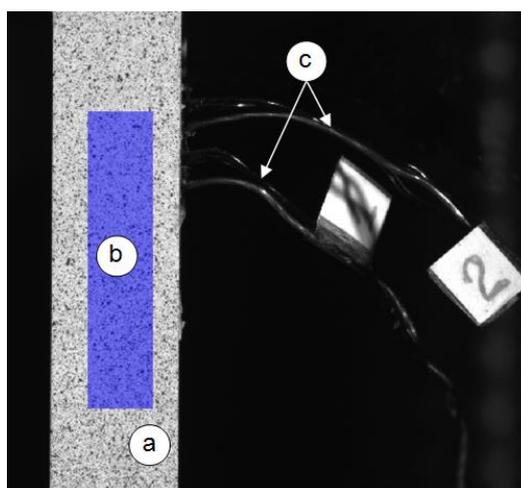


Figura 19 – Detalhe do corpo de prova de tração preparado para o ensaio instrumentado. (a) Face preparada para o monitoramento com SOMD, (b) região selecionada para análise com SOMD e (c) cabos para aquisição de dados dos ERE colados na face oposta do corpo de prova.

3.4.4 Microdureza

Ensaio de microdureza convencional foram realizados para todos os grupos com um microdurômetro SHIMADZU-HMV-2000, Figura 20.

O posicionamento e a indentação foram controlados via computador. As medições de dureza foram realizadas com auxílio de um sistema de medição de dureza "DURAMIN". Uma carga de 0.5kg foi aplicada por 10 segundos.



Figura 20 – Microdurômetro SHIMADZU-HMV-2000 utilizado para obtenção dos perfis de dureza da junta soldada.

Os perfis de dureza, perpendiculares ao cordão de solda, foram obtidos para três posições, uma localizada a 2mm do topo, outra a 2mm da base e no centro da espessura da chapa. A distância entre cada indentação foi de 0.5 mm.

3.4.5 Micro ensaio de Tração

Devido a limitações geométricas das regiões da solda, corpos de prova de micro ensaio de tração foram empregados para determinar as propriedades locais ao longo da seção transversal da junta soldada. Os corpos de prova foram extraídos ao longo da seção transversal da junta pelo processo de eletroerosão a fio, como mostrado na Figura 21. A preparação dos corpos de prova foi conduzida em dois estágios: o primeiro compreende a extração de um bloco com as mesmas larguras e comprimento do corpo de prova com a zona de fusão no centro do bloco; no segundo estágio o bloco foi seccionado perpendicularmente a solda pelo processo de eletroerosão a fio.

Os corpos de prova foram extraídos do centro da espessura da chapa soldada. Na Figura 22 são apresentados corpos de prova após terem sido usinados e o local de onde os blocos foram extraídos da chapa.

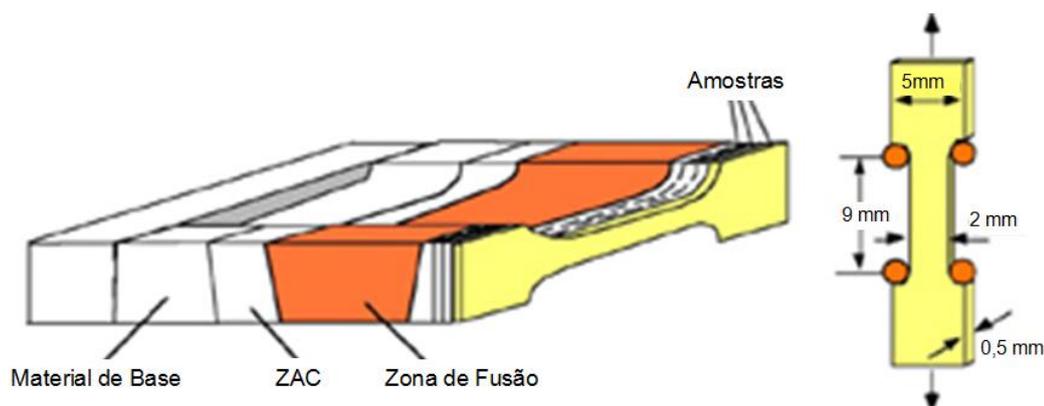


Figura 21 - Bloco extraído por eletroerosão a fio de diferentes regiões da junta soldada e dimensões dos corpos de prova.

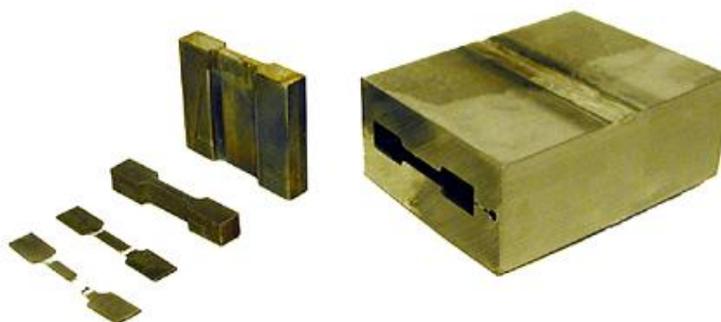


Figura 22 - Exemplo de bloco de onde os corpos de prova foram extraídos.

Os ensaios foram conduzidos em uma máquina de teste Instron 1195 a uma velocidade de 0.2mm/min. A máquina foi equipada com um sistema de medição de deslocamento com sensor laser com capacidade para medição de até 50 mm (calibrado para 8 mm). Todos os dados foram armazenados em um computador e analisados com o software LQ CFG 1.8.

3.4.6 Tenacidade à Fratura

Corpos de prova do tipo SE(B), com largura de 24 e espessura de 12mm, foram preparados para o teste de tenacidade à fratura. Após a usinagem, os corpos

de prova foram submetidos à solicitação em fadiga para abertura da pré-trinca. A relação a/W empregada é de 0,5.

Para cada condição de soldagem foram preparados corpos de prova de acordo com o posicionamento do entalhe na junta soldada: na zona de fusão e na zona afetada pelo calor, conforme Figura 23. A fim de determinar o posicionamento correto do entalhe, as superfícies dos corpos de prova foram lixadas, polidas e atacadas com solução de Nital 3%. Então, a posição do entalhe foi marcada na superfície de cada cp, os quais foram enviados para a usinagem do entalhe.

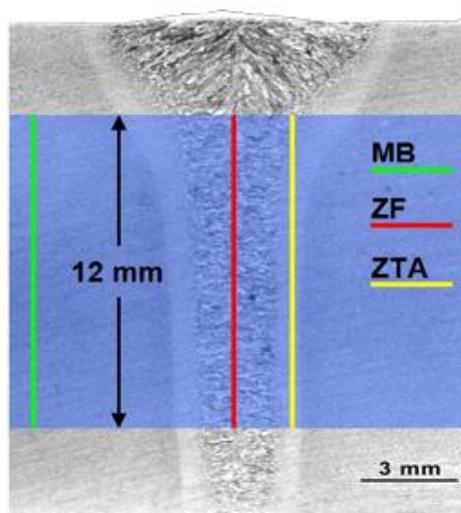


Figura 23 – Demonstração esquemática das diferentes regiões da junta soldada onde os entalhes foram posicionados.

Os testes de tenacidade à fratura foram conduzidos de acordo com a norma ASTM E1820-06 e de acordo com o EFAM GTP 02. Essas mesmas referências foram utilizadas também para o cálculo da integral J, medição do tamanho da trinca, Δa , e construção das curvas R's. O EFAM GTP 02 contém os procedimentos do centro de pesquisa GKSS para determinação do comportamento à fratura dos materiais.

A abertura das pré-trincas de fadiga foram realizadas em uma máquina de teste servo hidráulica com capacidade nominal de 40 kN (Schenck Hydropuls PSA). O crescimento da pré-trinca foi controlado com o auxílio de duas lupas acopladas de modo a controlar o avanço em ambos os lados da amostra. A frequência empregada foi de 40 Hz.

Durante o ensaio os corpos de prova foram submetidos à aplicação monotônica de carregamento até a carga máxima em uma máquina universal de

ensaio Zwick 1484 com uma taxa de deslocamento de 0,5 mm/min. O sistema de aquisição de dados da máquina adquire o sinal de força e a abertura da boca da trinca (CMOD). O valor de CMOD foi monitorado utilizando um clip gauge da empresa MTS.

Os cp's foram ensaiados até estágios distintos. O final do ensaio de cada cp foi controlado através do valor de CMOD predefinido. A Tabela 2 apresenta a identificação de cada cp, o posicionamento do entalhe na junta soldada, os valores de COMD e indica se o cp teve ou não o seu ensaio monitorado com o SOMD.

3.4.7 O Sistema Óptico de Medição de Deformação

O monitoramento das deformações e deslocamento via sistema óptico foi realizado de acordo com as recomendações técnicas do fabricante do equipamento (GOM 2004). O sistema óptico utilizado é o Aramis 1.3 M, produzido pela empresa GOM da Alemanha.

A superfície a ser monitorada foi inicialmente limpa com acetona para, remoção de gorduras e resíduos, e posteriormente pintada com uma tinta spray de cor branca que serviu como fundo evitando a reflexão direta da luz na superfície da amostra. Em seguida foi feita uma aspersion com tinta spray de cor preta criando uma distribuição estocástica e homogênea de pontos em tons de cinza. As tintas utilizadas foram fornecidas pela empresa que produz o equipamento.

Na Figura 8 é apresentada em detalhe a montagem do ensaio de uma das amostras de tenacidade à fratura. Nessa figura pode ser observada a câmera CCD utilizada para aquisição das imagens, a amostra com o detalhe do contraste de escalas de cinza de sua superfície e o clip-gage utilizado para monitorar a abertura da boca da trinca.

Como o interesse foi realizar análise bidimensional, as imagens foram capturadas por uma única câmera CCD de 8 bit, com resolução de 1028 x1280 pixel. Uma primeira imagem foi capturada antes do início do ensaio e uma série de imagens subseqüentes foram capturadas posteriormente. O sinal correspondente a grandeza mecânica força é lido e registrado para cada imagem adquirida, possibilitando, dessa forma, associar cada resultado de deformação com o valor do carregamento correspondente.

Tabela 2 – Amostras de tenacidade à fratura. Codificação das amostras, abertura máxima da boca da trinca, posição do entalhe na junta soldada e identificação das amostras ensaiadas com SOMD.

Amostras	(CMOD) Abertura da boca da trinca (mm)	Monitoramento com SOMD?	Posição do entalhe	
TF_MB_1_1	0,6	Sim	Material de Base	
TF_MB_1_2	0,6	Não		
TF_MB_2_1	1,2	Sim		
TF_MB_2_2	1,1	Não		
TF_MB_3_1	1,9	Sim		
TF_MB_3_2	1,7	Não		
TF_MB_4_1	3	Sim		
TF_MB_4_2	2,9	Não		
TF_MB_5_1	3,8	Sim		
TF_MB_5_2	3,7	Não		
TF_MB_6_1	4,4	Sim		
TF_MB_6_2	4,2	Não		
TF_ZC_1_1	0,6	Sim		Zona Termicamente Afetada
TF_ZC_1_2	0,6	Não		
TF_ZC_2_1	1,1	Sim		
TF_ZC_2_2	1,2	Não		
TF_ZC_3_1	1,4	Sim		
TF_ZC_3_2	1,4	Não		
TF_ZC_4_1	2	Sim		
TF_ZC_4_2	2	Não		
TF_ZC_5_1	2,6	Sim		
TF_ZC_5_2	2,6	Não		
TF_ZC_6_1	2,8	Sim		
TF_ZC_6_2	2,7	Não		
TF_ZF_1_1	0,5	Sim	Zona de Fusão	
TF_ZF_1_2	0,6	Não		
TF_ZF_2_1	0,8	Sim		
TF_ZF_2_2	0,8	Não		
TF_ZF_3_1	1	Sim		
TF_ZF_3_2	1	Não		
TF_ZF_4_1	1,2	Sim		
TF_ZF_4_2	1,2	Não		
TF_ZF_5_1	1,4	Sim		
TF_ZF_5_2	1,5	Não		

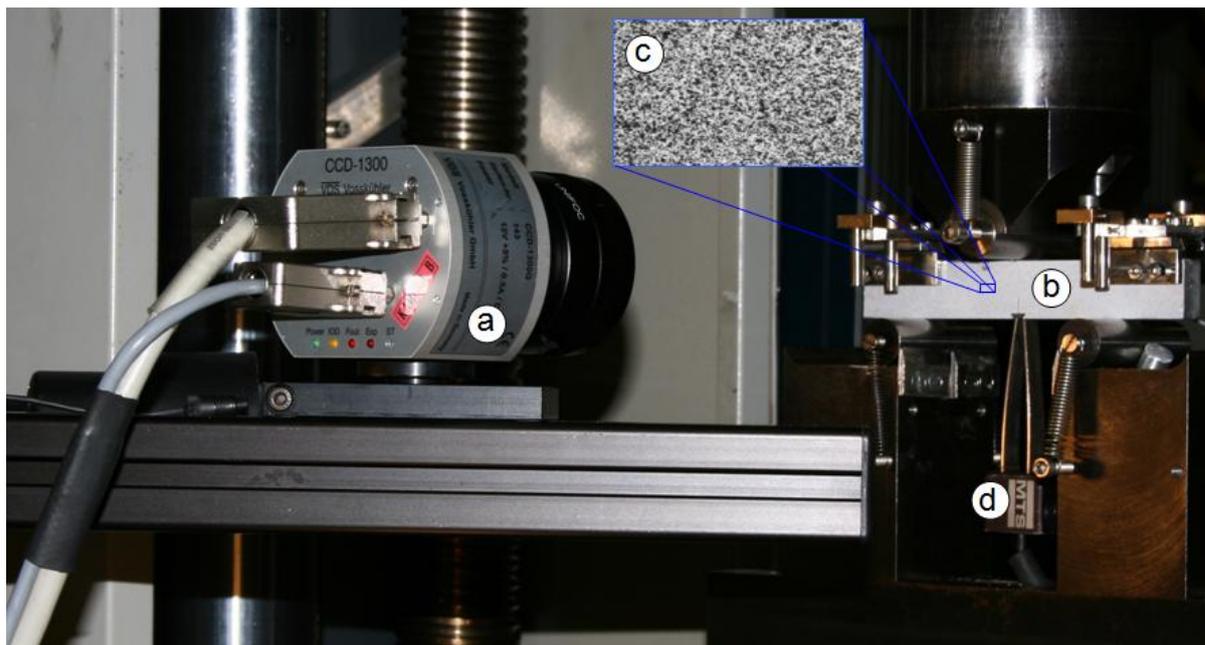


Figura 24 – Detalhe da montagem do SOMD para monitoramento de um cp do tipo SE(B). Câmera CCD (a); amostra (b); detalhe da superfície da amostra (c); e Clip-gage (d).

Uma visão geral do ensaio de tenacidade à fratura monitorado com SOMD é apresentada na Figura 25. No centro pode ser vista a máquina universal de ensaio de tração Zwick 1484 com o corpo de prova montado em seu dispositivo de ensaio de flexão em três pontos. À direita tem-se a parte de controle do Aramis e à esquerda o equipamento de aquisição de dados MGC Plus da HBM, utilizado nesse ensaio para monitoramento dos sinais do Clip Gauge. Esse último equipamento mencionado foi também utilizado para o monitoramento dos sinais dos ERE durante o ensaio de tração instrumentado.

Para o processamento das imagens foi, primeiramente, determinada a região de interesse, selecionando uma área da região mais central do corpo de prova, próxima à trinca. A Figura 26 mostra a área selecionada para um dos cp's.

A fim de obter resultados pontuais foi criada uma seção à frente da ponta da trinca na direção de propagação da mesma, além de dois pontos para o monitoramento da abertura da boca da trinca, Figura 27. Com isso foi possível obter, para todos os estágios do ensaio, os valores de deformação e deslocamento ao longo da seção e nos pontos criados

Os valores extraídos de cada elemento ao longo da seção foram exportados em formato ASCII.



Figura 25 – Visão geral do ensaio de tenacidade à fratura monitorado com SOMD.

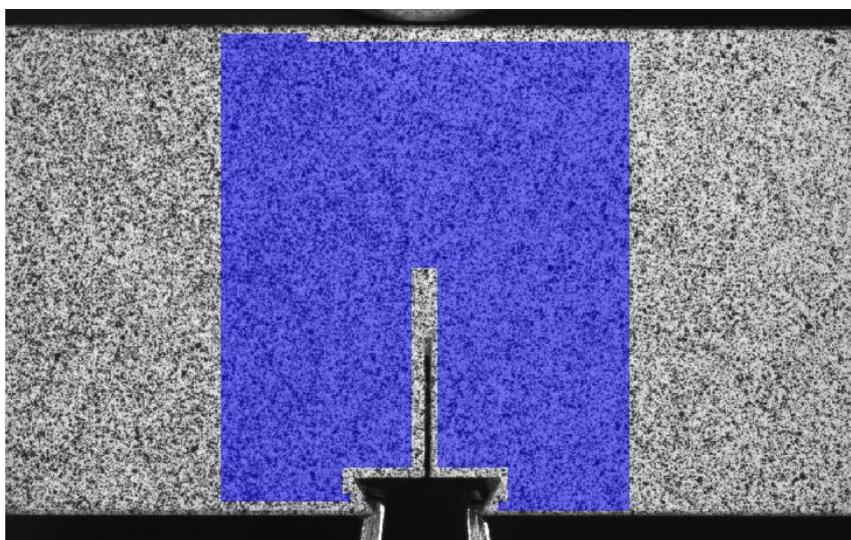


Figura 26 – Seleção da área de interesse para processamento das imagens em um dos corpos de prova de tenacidade à fratura (TF_MB_06).

Os cálculos foram conduzidos pelo método global com modelo de elementos interpolados. O tamanho de aresta escolhido foi de 15 pixels. A partir das informações desses parâmetros e da seleção da área de interesse o *software* gerou

uma malha de elementos quadráticos. Na Figura 27 é apresentada a malha gerada para a amostra TF_MB_06.

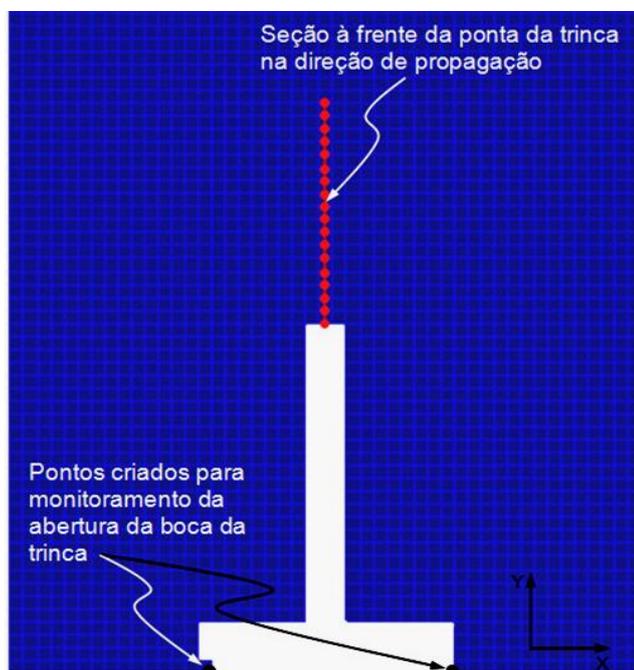


Figura 27 – Malha gerada a partir da área selecionada e dos parâmetros escolhidos para o processamento da amostra TF_MB_06. Detalhe para a seção criada na direção de propagação da trinca e os pontos para monitoramento da abertura da boca da trinca.

O procedimento descrito aqui para processamento das imagens da amostra TF_MB_06 foi o mesmo empregado para todas as amostras de tenacidade à fratura monitoradas com SOMD.

4 RESULTADOS

Nesse capítulo são apresentados os resultados dos ensaios realizados nesse trabalho. Num primeiro momento, são apresentados os resultados de ensaio de tração, microdureza, metalografia e micro ensaio de tração, os quais permitiram determinar como a microestrutura e as propriedades mecânicas variam ao longo da junta soldada. A seguir são apresentados os resultados de tenacidade à fratura obtidos pelo método convencional, os quais permitiram a determinação das curvas de resistência a fratura para o material de base, ZTA e ZF pelo método dos múltiplos corpos de prova. Iniciando a análise dos resultados de deformação e deslocamento obtidos com o sistema óptico, são apresentadas as comparações entre os valores obtidos com o SOMD e as técnicas de extensometria de resistência elétrica e *clip-gage*, as quais possibilitaram averiguar a precisão da técnica utilizada. Os mapas de deformação nas proximidades da ponta da trinca são apresentados para alguns corpos de prova. Finalmente, é mostrada a análise das deformações em função da distância da ponta da trinca e as correlações que tornaram possível a determinação de funções matemáticas para determinação das curvas de resistência à fratura a partir de valores de deformação.

4.1 Ensaio de Tração

Na Figura 28 são apresentadas as curvas de tração para as três amostras ensaiadas. Os valores das principais propriedades obtidas são apresentados na Tabela 3.

Tabela 3 – Principais propriedades mecânicas obtidas no ensaio de tração.

Amostra	Tensão limite de escoamento [MPa]	Tensão limite de resistência à tração [MPa]	Alongamento [%]
1	471	547	33,9
2	463	540	33,8
3	455	549	34,7
Média	463	545	34,1

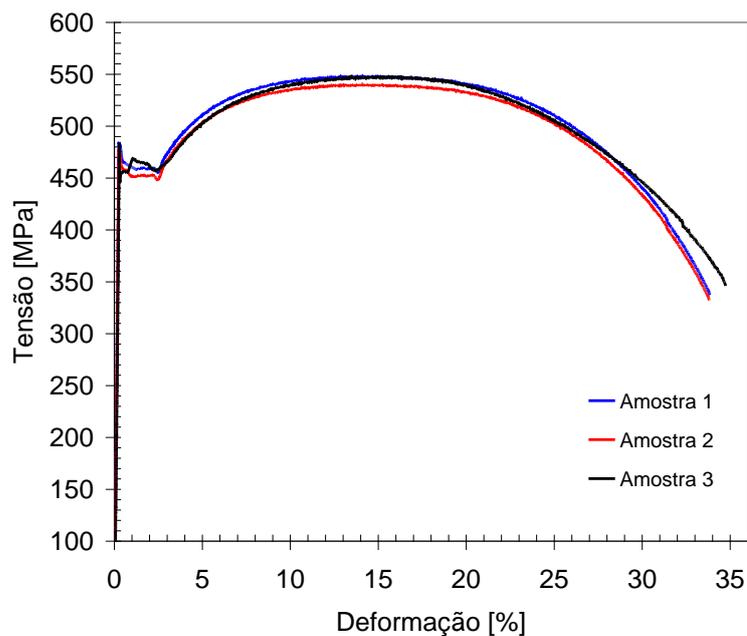


Figura 28 – Curvas de tensão versus deformação obtidas pelo ensaio de tração para o material de base.

4.2 Microdureza

Foram realizadas medições de dureza ao longo de três linhas transversais ao cordão de solda em diferentes posições (topo, centro e base). Os perfis de dureza são apresentados na Figura 29.

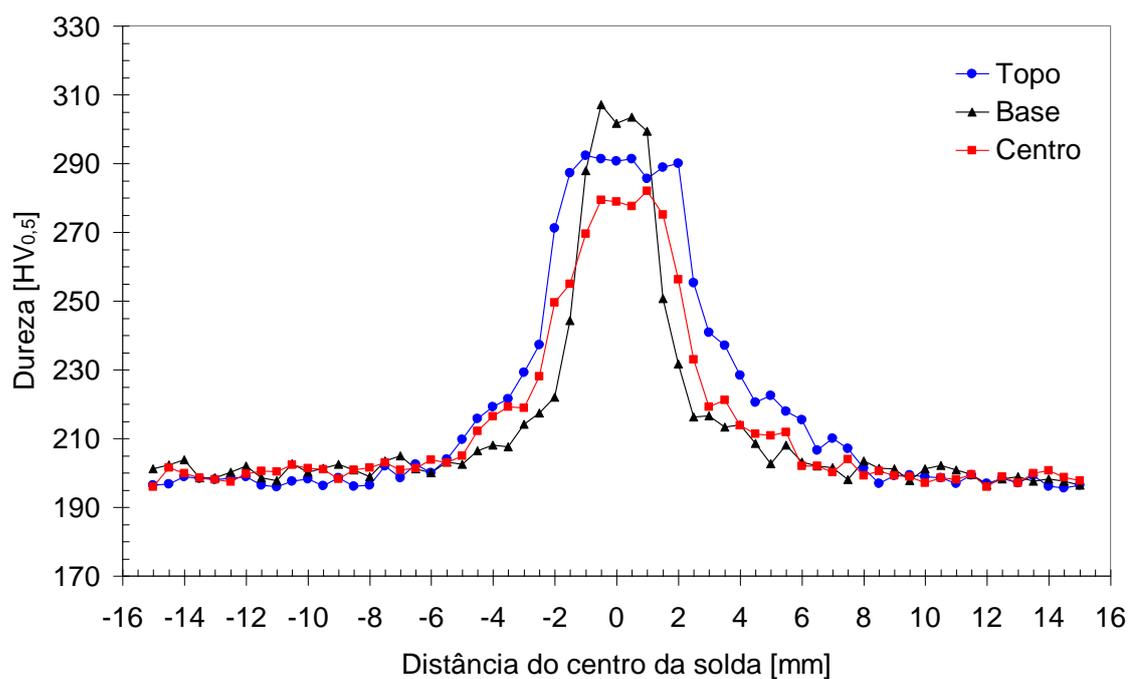


Figura 29 – Perfis de microdureza ao longo da junta soldada.

Os resultados, apresentados na Figura 29 demonstram a existência de uma região de maior dureza no centro da junta soldada. Os valores de dureza aumentam a partir do material de base atingindo valores máximos na região correspondente a zona de fusão.

4.3 Metalografia

Análise metalográfica foi conduzida transversalmente ao cordão de solda. Na Figura 30 são apresentadas as metalografias das diferentes regiões da juntas soldada.

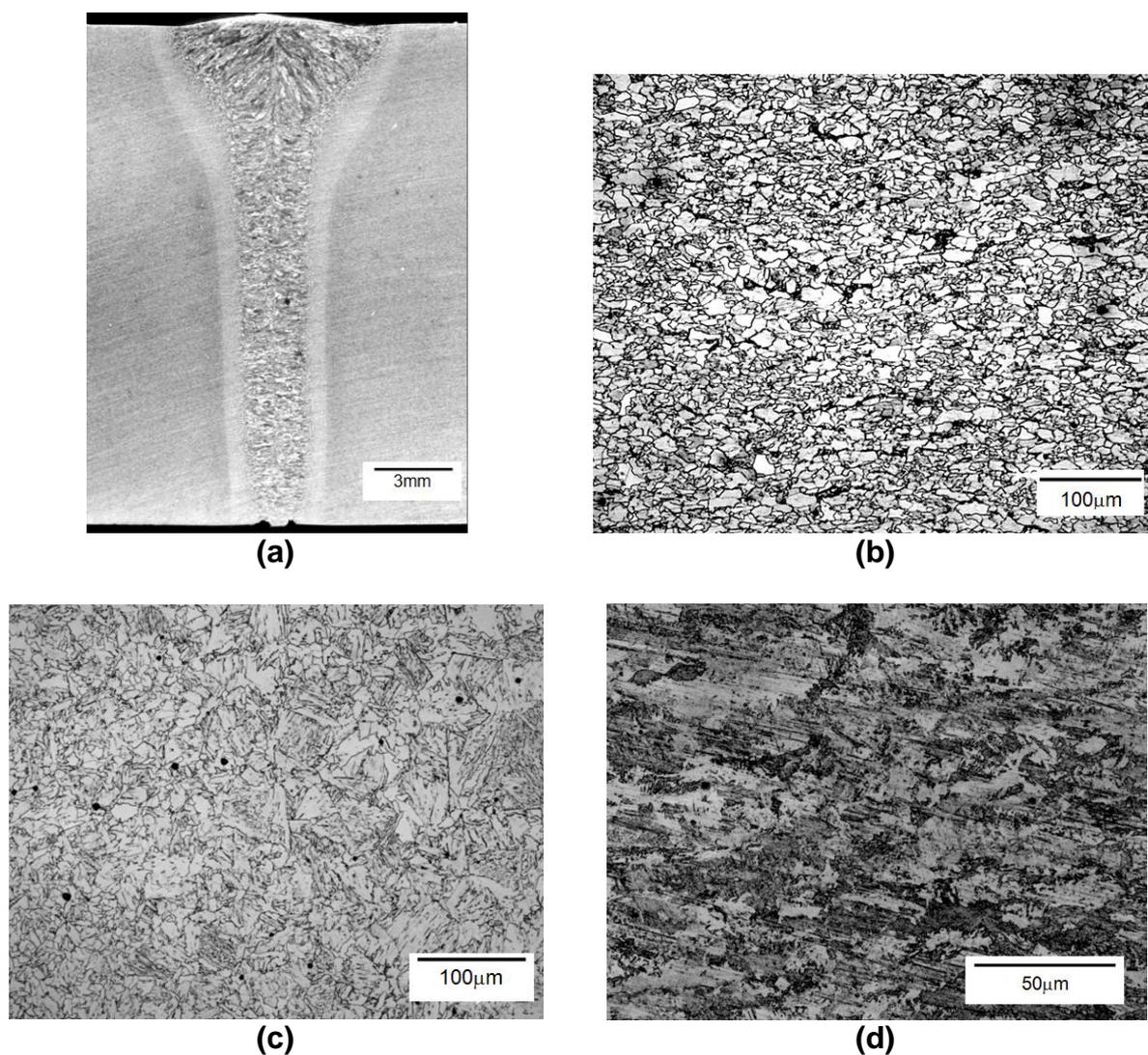


Figura 30 – Metalografias das diferentes regiões da junta soldada: Macroestrutura (a); Material de base, ampliação de 100X; (b); Zona termicamente afetada, ampliação de 100X (c); e; Zona de fusão, ampliação de 200X (d).

A soldagem a laser é um processo que emprega uma fonte de energia altamente concentrada, o que confere a solda aspectos metalúrgicos bastante peculiares como a estreita região com alteração estrutural, como pode ser observado na Figura 30a. O material de base apresenta uma microestrutura predominantemente ferrítica de grãos finos Figura 30b. Na ZTA verifica-se um aumento do tamanho de grão na direção do MB para a ZF, apresentando uma microestrutura formada por ferrita e bainita, Figura 30c. A microestrutura predominante na ZF é martensita, Figura 30d.

4.4 Micro Ensaio de Tração

Através do micro ensaio de tração foi possível determinar a variação das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada. Os perfis de tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência à tração e deformação máxima são apresentados na Figura 31.

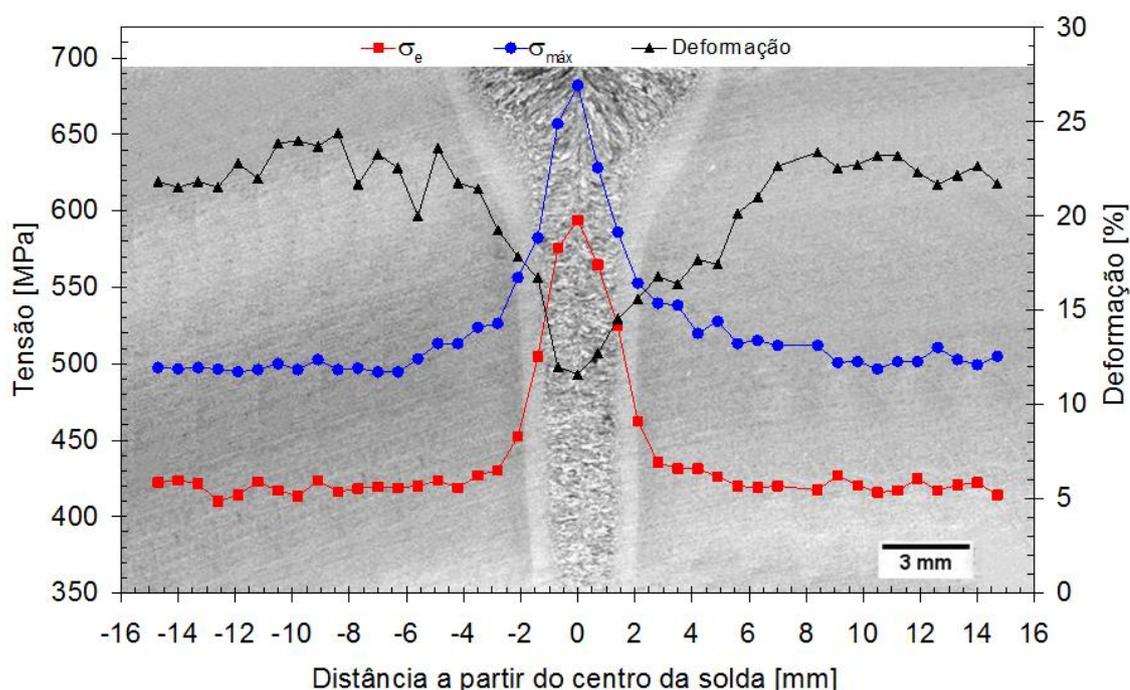


Figura 31 – Variação das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada obtidas a partir de micro ensaio de tração: Tensão limite de escoamento (σ_e); Tensão de resistência a tração ($\sigma_{máx}$) e; Deformação máxima.

Com base na Figura 32, onde são apresentadas as curvas tensão versus deformação obtidas com o ensaio de tração convencional e com o micro ensaio de tração, é possível perceber que tanto os valores de tensão como de deformação são menores no caso do ensaio não normatizado, em torno de 8%.

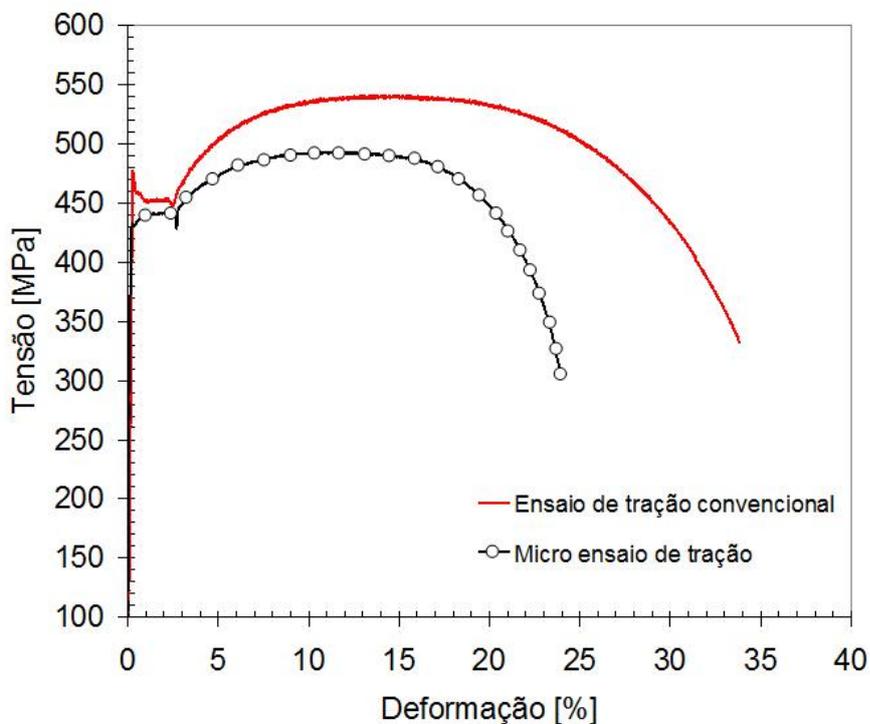


Figura 32 – Comparação das curvas tensão versus deformação obtidas para o material de base através do ensaio de tração convencional e o micro ensaio de tração.

Nesse trabalho, para as análises que envolvem o limite de escoamento dos materiais das diferentes regiões da solda, serão considerados os valores obtidos com o micro ensaio de tração. Esses valores são apresentados na Tabela 4 e correspondem ao valor médio dentro da respectiva região da junta soldada.

Tabela 4 – Tensão limite de escoamento para materiais de diferentes regiões da junta soldada.

Material	Tensão limite de escoamento [MPa]*
Material de Base	419
Zona Termicamente Afetada	449
Zona de Fusão	578

* Média dos valores dentro de cada região da junta soldada.

4.5 Tenacidade à Fratura Convencional

Ensaio de tenacidade à fratura foram realizados para corpos de prova do tipo SENB com entalhe posicionado no material de base, na zona termicamente afetada e na zona de fusão. Como resultados foram obtidas as curvas de carga versus variação da abertura da boca da trinca (CMOD) para cada corpo de prova, Figura 33 a Figura 35. A partir dessas curvas são calculados os valores de Integral J, os quais são apresentados na Tabela 5, juntamente com os valores de Δa . Por fim, são apresentadas as curvas de resistência à fratura para cada região da junta soldada, a Figura 36.

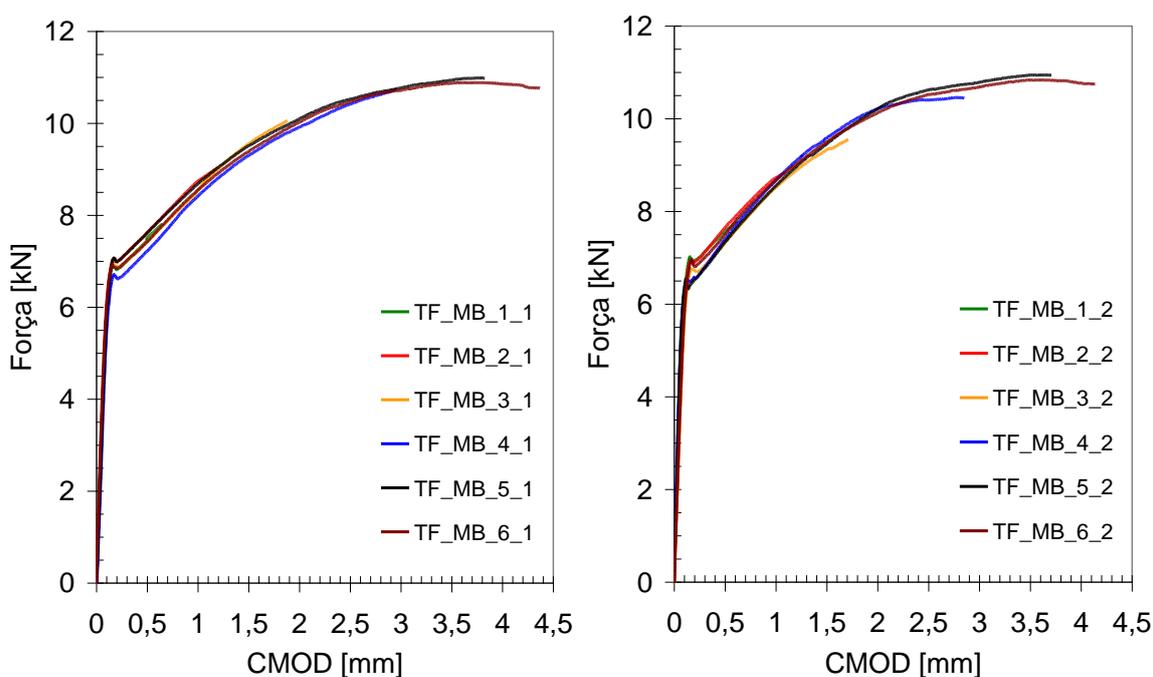


Figura 33 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe no material de base.

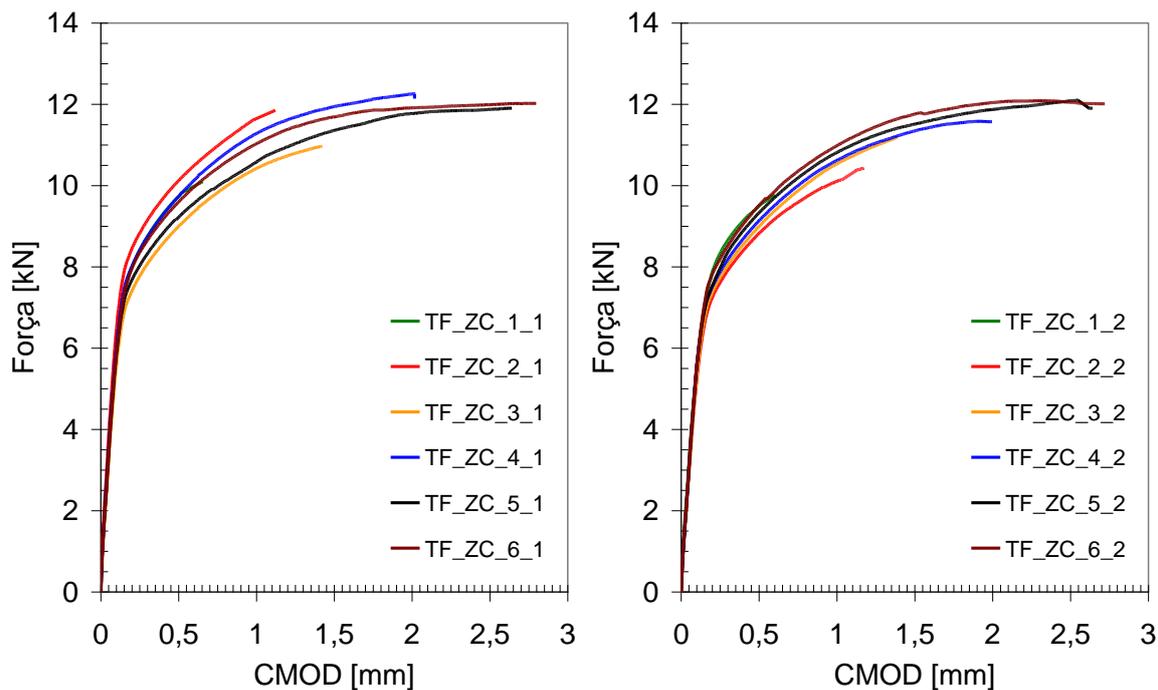


Figura 34 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe na zona termicamente afetada.

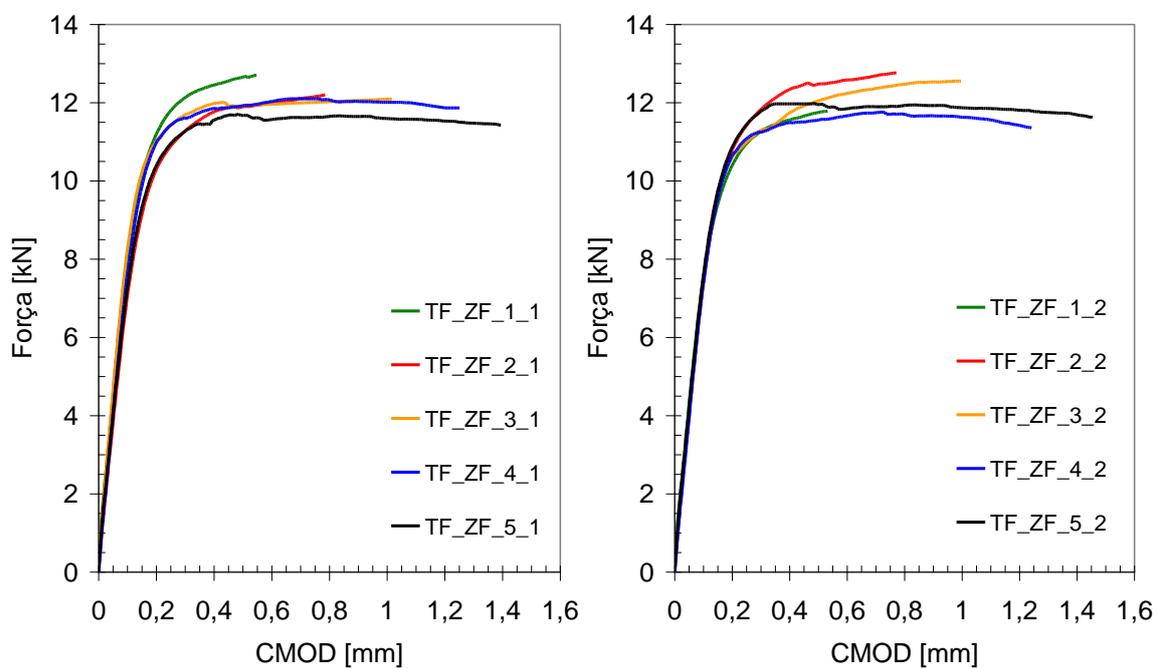


Figura 35 – Curvas força versus CMOD para os corpos de prova com entalhe na zona de fusão.

Tabela 5 – Valores de integral J e Δa para cada amostra ensaiada.

Posição do entalhe	Amostra	J [N/mm]	Δa [mm]
Material de Base	TF_MB_1_1	71	-
	TF_MB_1_2	81	-
	TF_MB_2_1	163	0,15
	TF_MB_2_2	140	0,13
	TF_MB_3_1	259	0,32
	TF_MB_3_2	231	0,3
	TF_MB_4_1	435	0,68
	TF_MB_4_2	449	0,65
	TF_MB_5_1	578	1,01
	TF_MB_5_2	618	1,04
	TF_MB_6_1	677	1,35
	TF_MB_6_2	690	1,4
Zona Termicamente Afetada	TF_ZC_1_1	90	-
	TF_ZC_1_2	114	0,15
	TF_ZC_2_1	182	0,21
	TF_ZC_2_2	178	0,23
	TF_ZC_3_1	220	0,3
	TF_ZC_3_2	200	0,25
	TF_ZC_4_1	359	0,56
	TF_ZC_4_2	340	0,52
	TF_ZC_5_1	445	0,76
	TF_ZC_5_2	440	0,79
	TF_ZC_6_1	494	0,84
	TF_ZC_6_2	471	0,82
Zona de Fusão	TF_ZF_1_1	94	-
	TF_ZF_1_2	97	0,18
	TF_ZF_2_1	148	0,23
	TF_ZF_2_2	193	0,3
	TF_ZF_3_1	188	0,31
	TF_ZF_3_2	214	0,35
	TF_ZF_4_1	213	0,37
	TF_ZF_4_2	208	0,4
	TF_ZF_5_1	255	0,45
	TF_ZF_5_2	261	0,48

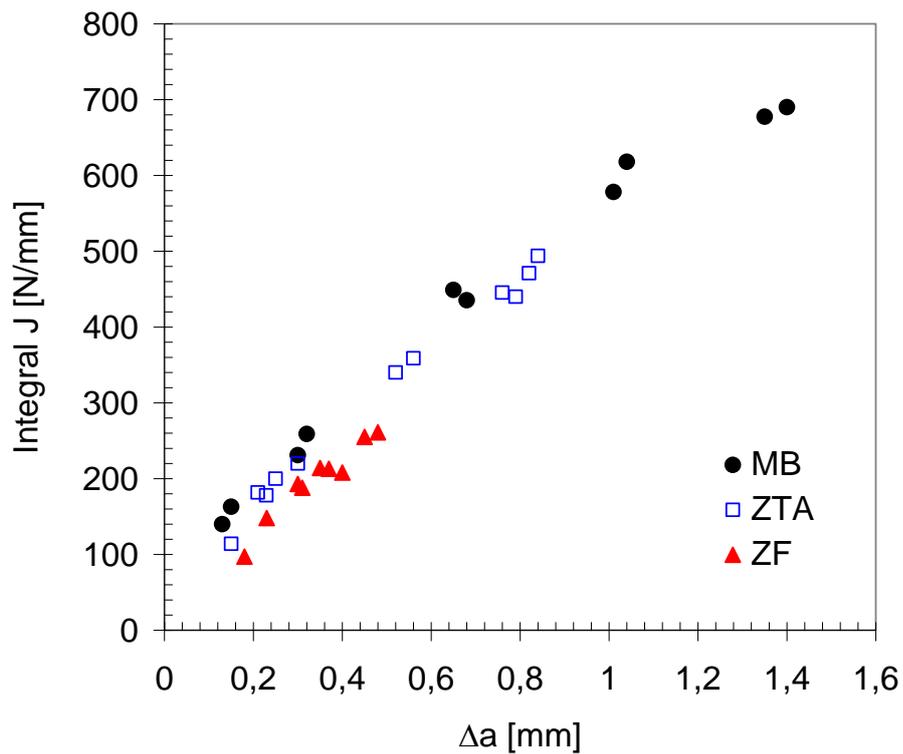


Figura 36 – Curvas de resistência à fratura para o material de base, zona termicamente afetada e zona de fusão.

4.6 Comparação dos Resultados do SOMD com ERE e Clip-gage

4.6.1 Verificação dos valores de deformação

Com o propósito de verificar a precisão dos valores de deformação obtidos pelo SOMD, os mesmos foram comparados com resultados obtidos com Extensômetro de Resistência Elétrica (ERE). Para tanto, um dos corpos de prova de ensaio de tração foi instrumentado com um extensômetro de resistência elétrica tipo roseta biaxial, 0 e 90°. A roseta foi colada com um sensor alinhado na longitudinal e o outro transversal ao corpo de prova. Os resultados são apresentados na Figura 37.

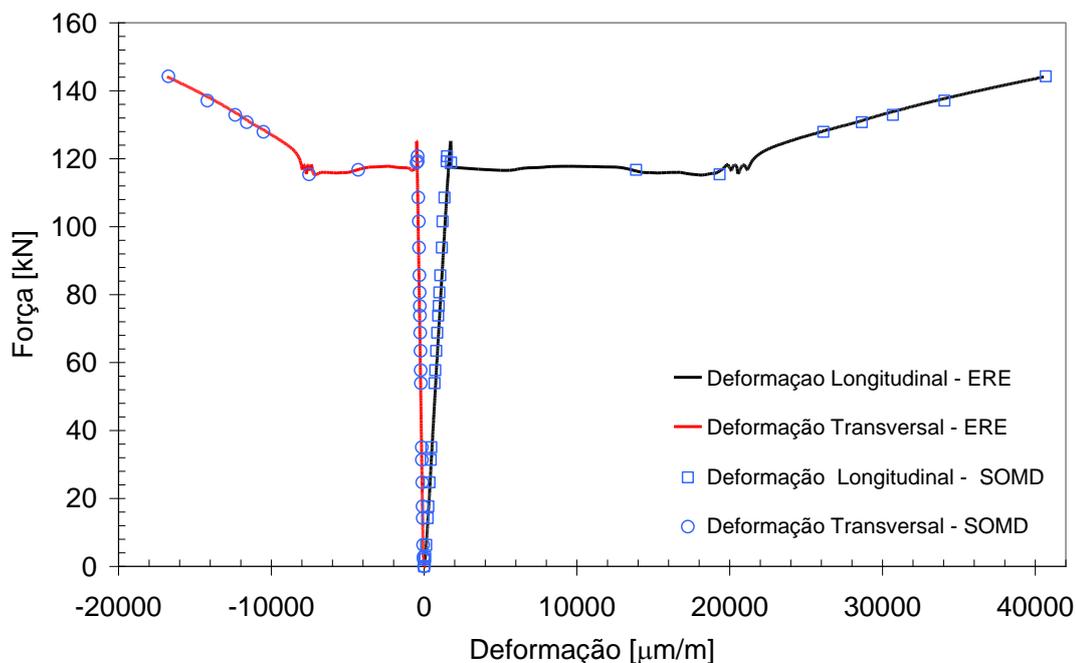


Figura 37 – Curvas de força versus deformação longitudinal e transversal obtidas durante ensaio de tração da Amostra 1. Comparação dos resultados de deformação medidos com a técnica de extensometria de resistência elétrica (ERE) e com o sistema óptico de medição de deformação (SOMD).

4.6.2 Verificação dos Valores de Deslocamento

A fim de verificar a precisão das medições de deslocamento obtidas pelo SOMD, os resultados de abertura da boca da trinca obtidos com essa técnica foram comparados com resultados obtidos com um clip-gage. Para demonstrar essa

comparação entre técnicas, aqui são apresentados resultados para apenas três corpos de prova, porém, resultados semelhantes foram obtidos para todos os CP's monitorados com SOMD. As Figuras 39 a 41 apresentam, respectivamente, os resultados para corpos de prova do MB, da ZTA e da ZF.

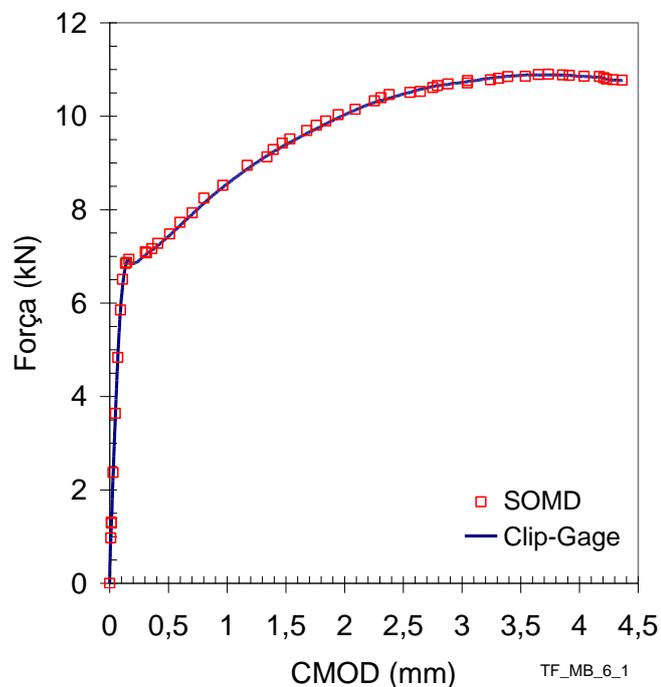


Figura 38 – Curva carga versus CMOD para a amostra TF_MB_6_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.

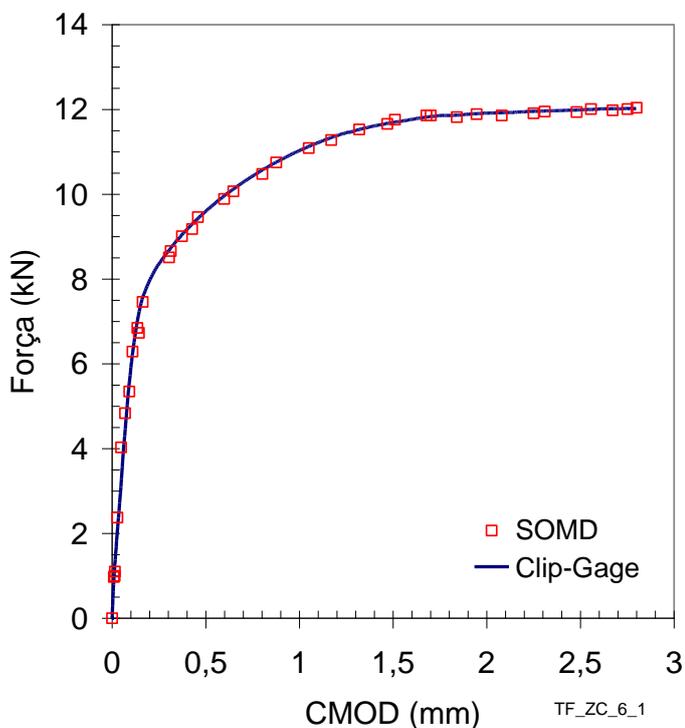


Figura 39 – Curva carga versus CMOD para a amostra TF_ZC_6_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.

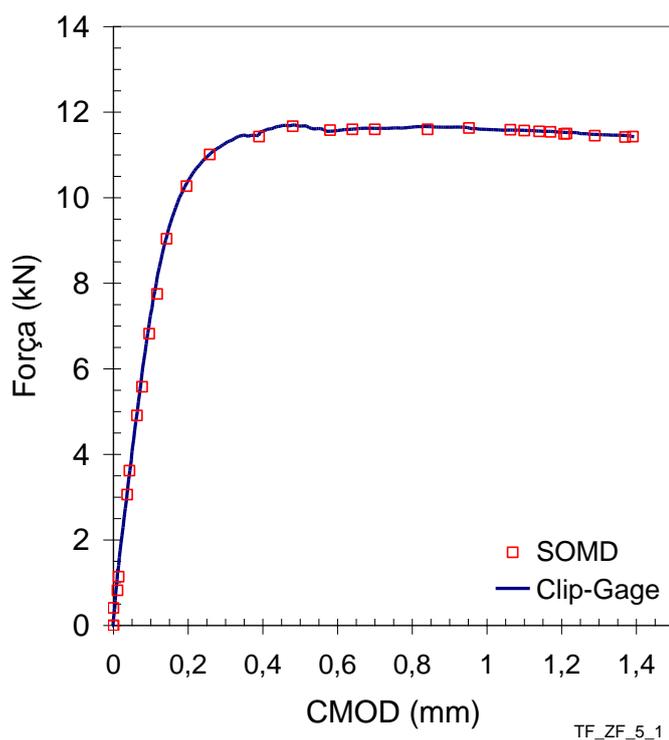


Figura 40 – Curva carga versus CMOD para a amostra TF_ZF_5_1. Comparação entre resultados de deslocamento obtidos com o SOMD e com clip-gage.

4.7 Mapas de Deformação

Uma das grandes vantagens do SOMD é a possibilidade de obtenção do campo deformacional em uma superfície. Nesse trabalho foi possível determinar com sucesso o campo deformacional a frente da ponta da trinca, permitindo monitorar sua evolução na superfície de corpos de prova tipo SE(B) durante o ensaio de tenacidade à fratura.

Nas Figuras 42 a 44, são apresentados mapas da tensão máxima principal, sobrepostos as imagens do corpo de prova, para alguns estágios do ensaio de amostras do MB, ZTA e ZF. Os mapas de deformação na direção x (perpendicular à direção de propagação da trinca) são apresentados nas Figuras 45 a 47 para os mesmos estágios e mesmas amostras supracitadas.

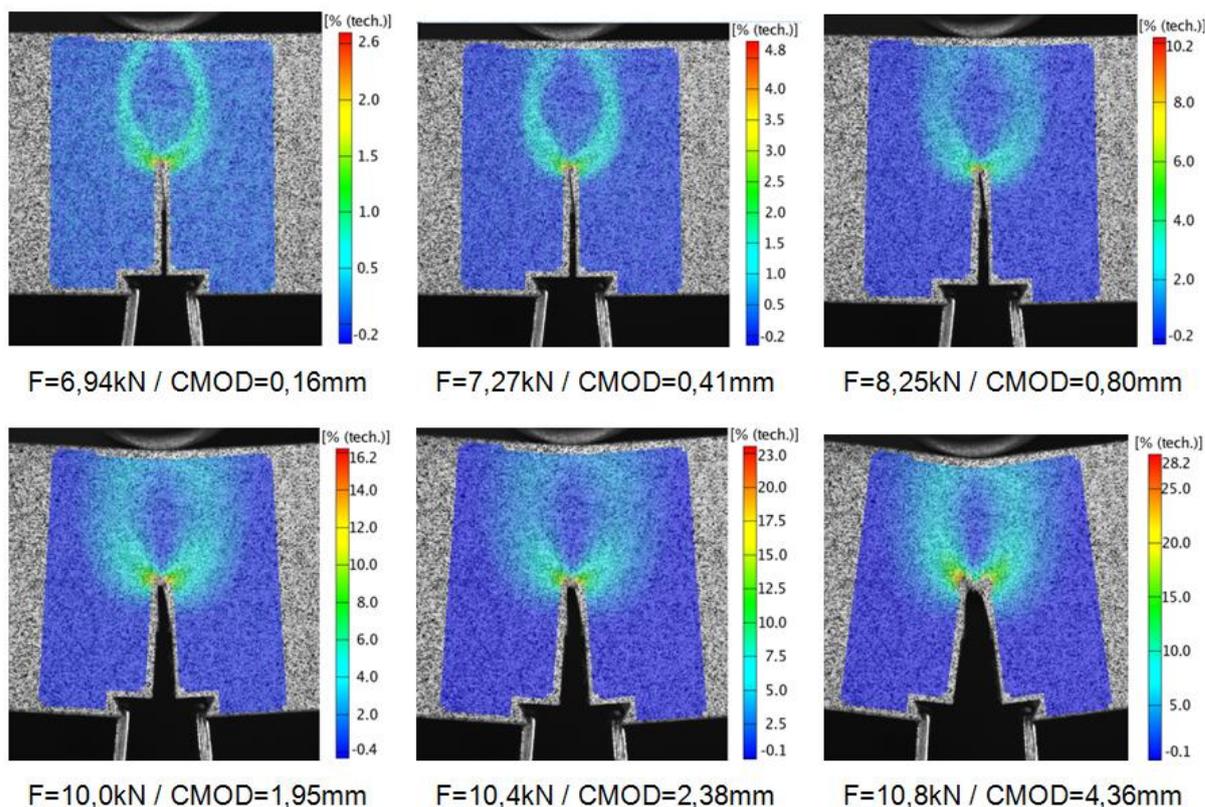


Figura 41 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_MB_06 para diversos estágios do ensaio.

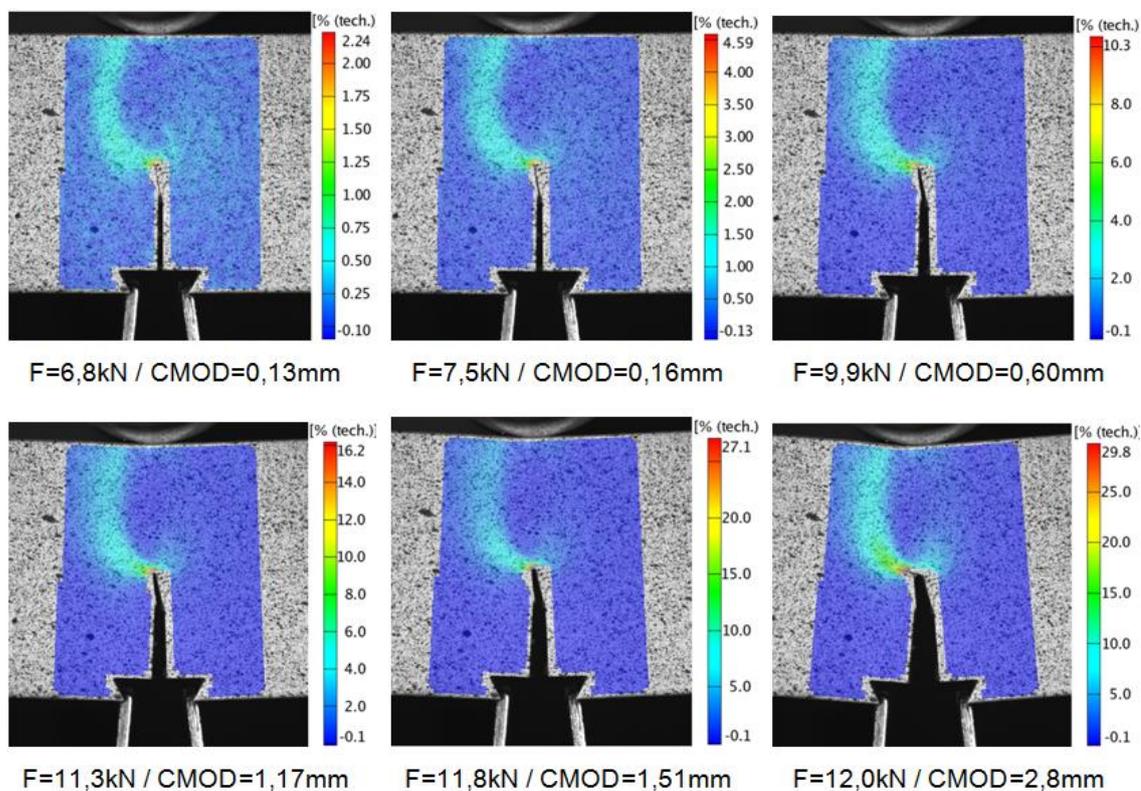


Figura 42 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_ZC_06 para diversos estágios do ensaio.

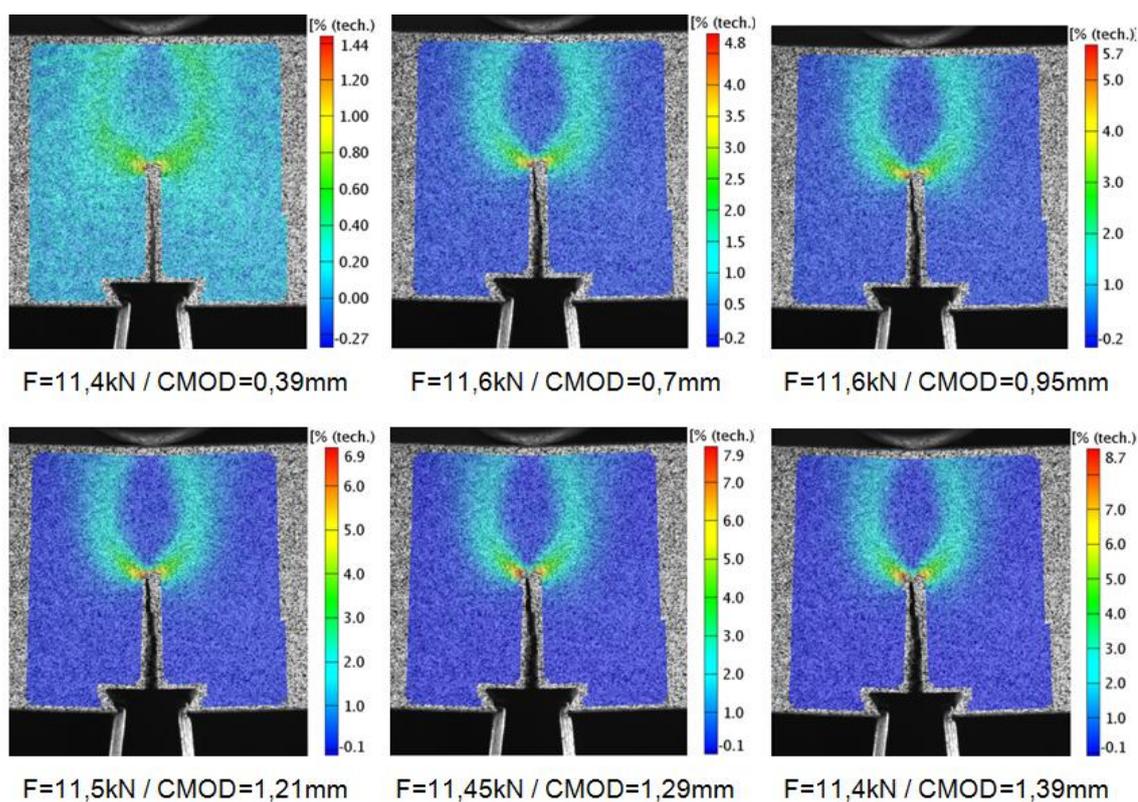


Figura 43 – Campos de deformação máxima principal para a amostra TF_ZF_05 para diversos estágios do ensaio.

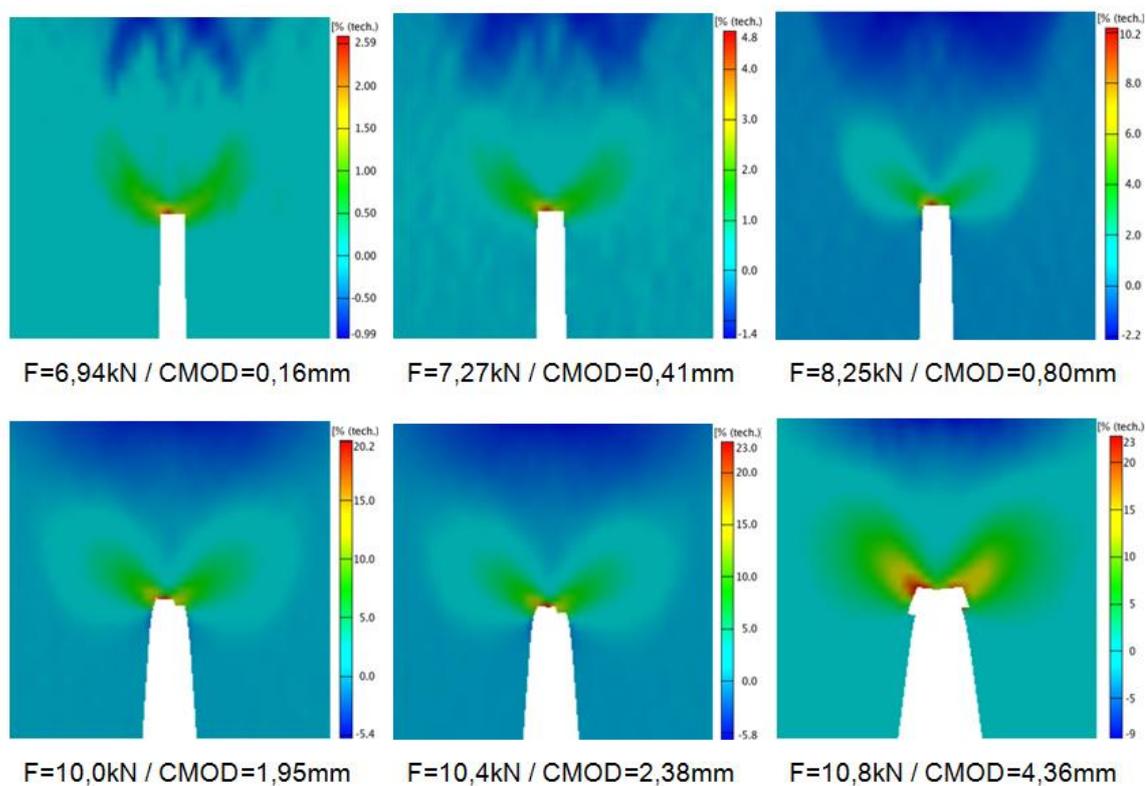


Figura 44 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_MB_06 para diversos estágios do ensaio.

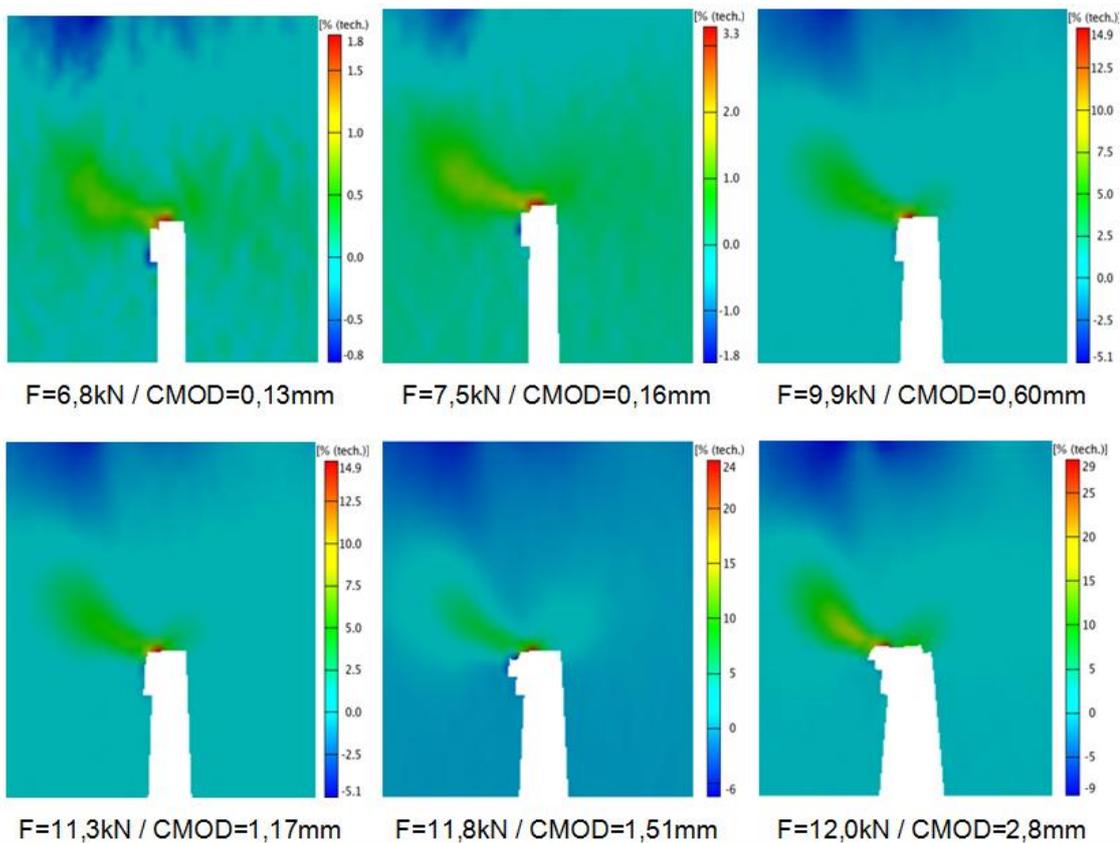


Figura 45 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_ZC_06 para diversos estágios do ensaio.

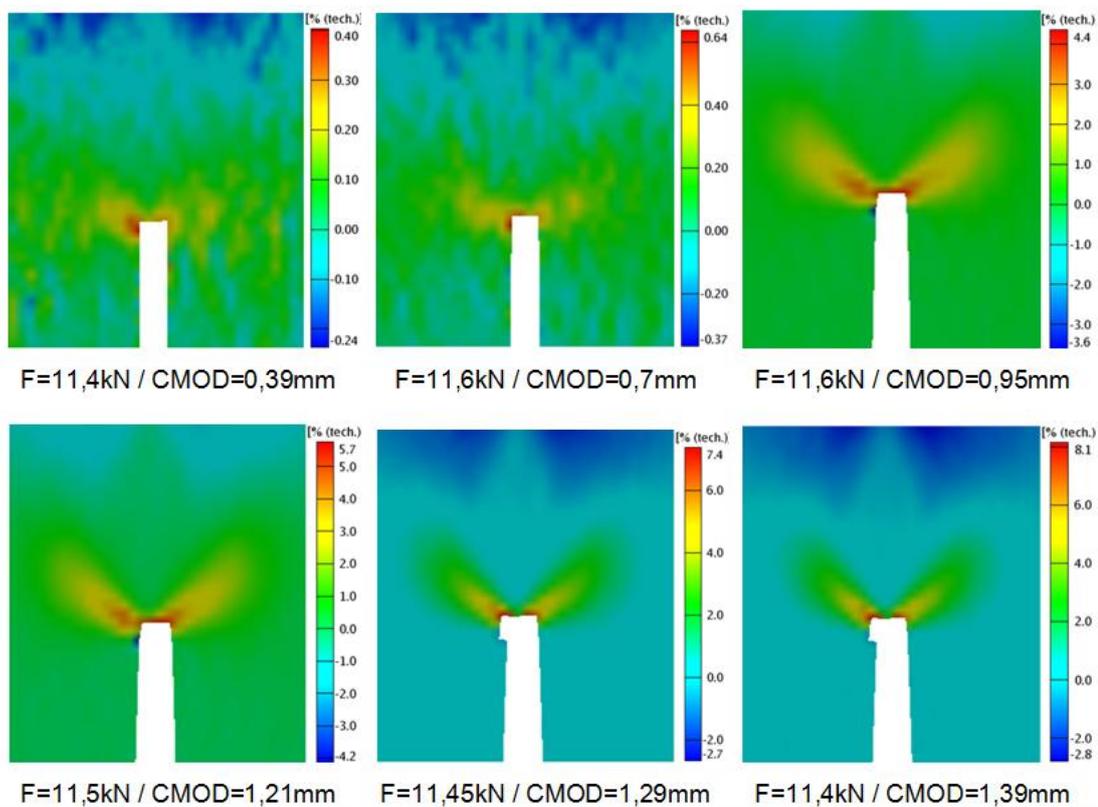


Figura 46 – Campos de deformação na direção X para a amostra TF_ZF_05 para diversos estágios do ensaio.

4.8 Variação da Deformação em Função de r

Aqui são apresentados os resultados da variação da deformação na direção x com a distância da ponta da trinca. Os resultados correspondem as deformações na direção de propagação da trinca, ou seja, para θ igual a zero. A Figura 47 apresenta a convenção de direções em relação ao corpo de prova (x e y), distância da ponta da trinca (r) e do ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).

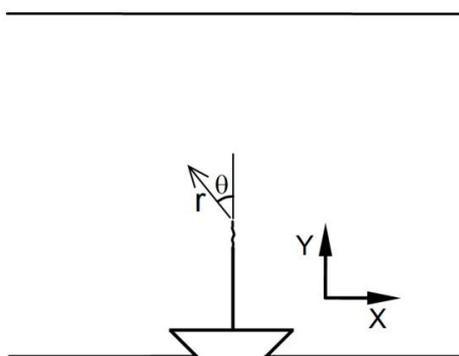


Figura 47 – Representação esquemática da convenção de direções, distância da ponta da trinca (r) e ângulo referente à direção de propagação da trinca (θ).

Para cada condição, referente ao posicionamento do entalhe na junta soldada, foram conduzidos ensaios em diversos corpos de prova. Cada corpo de prova foi ensaiado com diferentes valores de CMOD máximo. Isso resultou em diferentes valores de Integral J e Δa para cada amostra dentro de cada grupo: MB, ZTA e ZF. Os valores apresentados correspondem ao último estágio do ensaio de cada amostra. Portanto, o comportamento de cada curva apresentada aqui está correlacionado a um valor de Integral J e a um valor de Δa conhecidos para uma determinada região da junta soldada.

As curvas ε_x versus r obtidas para as amostras do MB, ZTA e ZF são apresentadas, respectivamente, na Figura 48, Figura 49 e Figura 50. Observa-se que todas as curvas possuem um comportamento semelhante e podem ser muito bem descritas por uma função exponencial. Na Tabela 6 são apresentadas as expressões matemáticas para o ajuste exponencial dessas curvas.

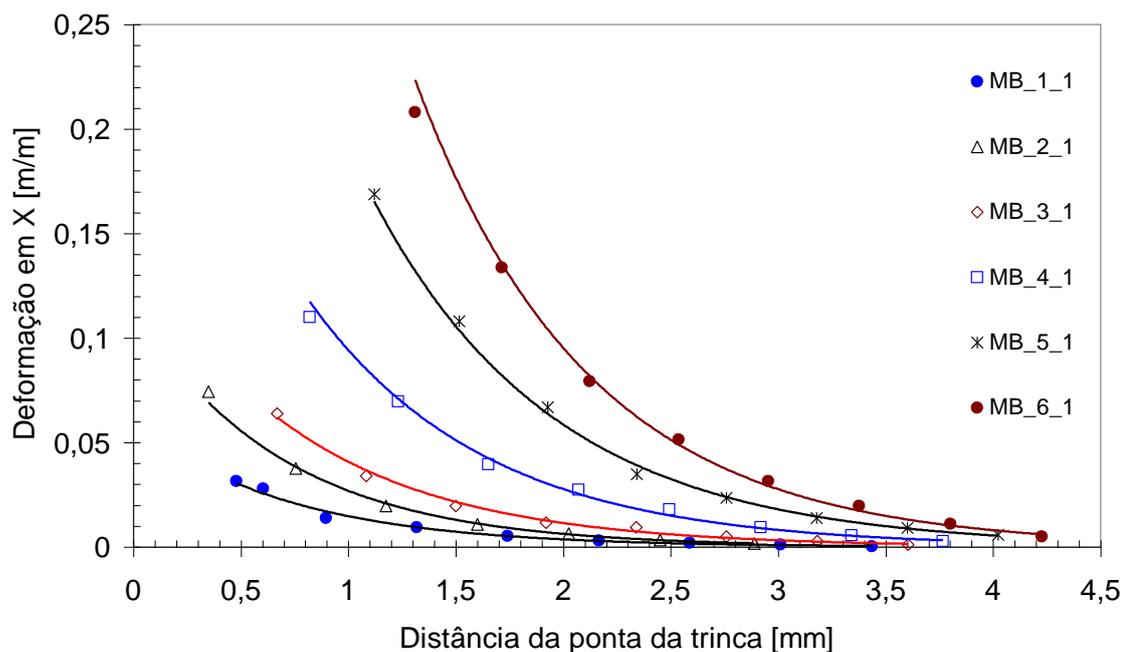


Figura 48 - Variação da deformação em x, a partir da ponta da trinca, para corpos de prova com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe no MB.

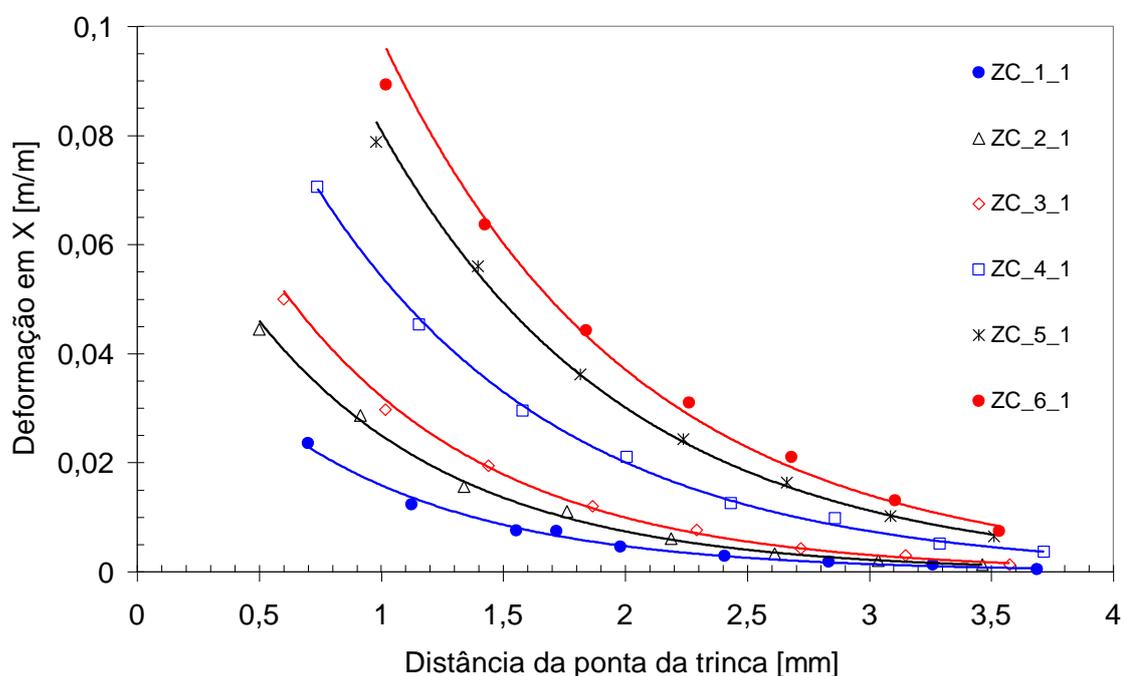


Figura 49 - Variação da deformação em x, a partir da ponta da trinca, para corpos de prova com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe na ZTA.

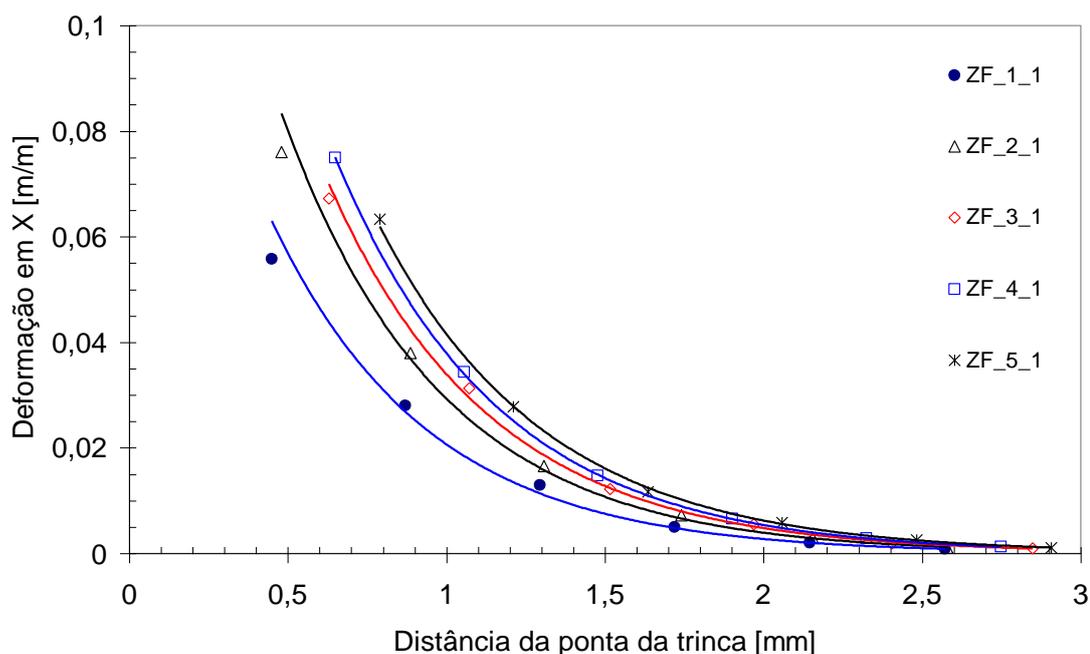


Figura 50 - Variação da deformação na direção x, a partir da ponta da trinca, para corpos de prova com diferentes valores de CMOD. Corpos de prova com entalhe na ZF.

Tabela 6 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para amostras do MB, ZTA e ZF.

Corpo de Prova	Função	R ^{2*}
TF_MB_1_1	$\varepsilon = 0,0597^{-1,3993^*r}$	0,9927
TF_MB_2_1	$\varepsilon = 0,1148^{-1,4523^*r}$	0,9986
TF_MB_3_1	$\varepsilon = 0,1454^{-1,2714^*r}$	0,9846
TF_MB_4_1	$\varepsilon = 0,3204^{-1,2239^*r}$	0,9936
TF_MB_5_1	$\varepsilon = 0,6206^{-1,1805^*r}$	0,9974
TF_MB_6_1	$\varepsilon = 1,1306^{-1,2372^*r}$	0,9937
TF_ZC_1_1	$\varepsilon = 0,0539^{-1,2229^*r}$	0,9867
TF_ZC_2_1	$\varepsilon = 0,0848^{-1,2209^*r}$	0,9979
TF_ZC_3_1	$\varepsilon = 0,1043^{-1,1763^*r}$	0,9936
TF_ZC_4_1	$\varepsilon = 0,1466^{-0,9947^*r}$	0,9956
TF_ZC_5_1	$\varepsilon = 0,2174^{-0,9885^*r}$	0,9987
TF_ZC_6_1	$\varepsilon = 0,2585^{-0,9709^*r}$	0,9922
TF_ZF_1_1	$\varepsilon = 0,1566^{-2,0249^*r}$	0,997
TF_ZF_2_1	$\varepsilon = 0,219^{-2,0111^*r}$	0,9975
TF_ZF_3_1	$\varepsilon = 0,2399^{-1,9555^*r}$	0,9975
TF_ZF_4_1	$\varepsilon = 0,2669^{-1,9521^*r}$	0,9999
TF_ZF_5_1	$\varepsilon = 0,2774^{-1,8979^*r}$	0,9995

*R² é o coeficiente de determinação, que é igual ao quadrado do coeficiente de correlação de Pearson.

4.9 Correlação Entre Deformação e Integral J.

A variação de deformação em função da relação J/σ_e para as diferentes regiões da junta soldada são apresentados graficamente nas Figuras 52 e 53 para diferentes valores de r . Esses gráficos foram construídos a partir funções apresentadas na Tabela 6. É possível observar que para um r próximo de 1,5mm as curvas para os três diferentes materiais possuem um comportamento similar.

Os resultados para todas as amostras analisadas foram plotados juntos em uma única série de dados. A análise é concentrada para valores de r entre 1 e 2mm, sendo que os gráficos para as distâncias próximas de 1,5mm são apresentados na Figura 53.

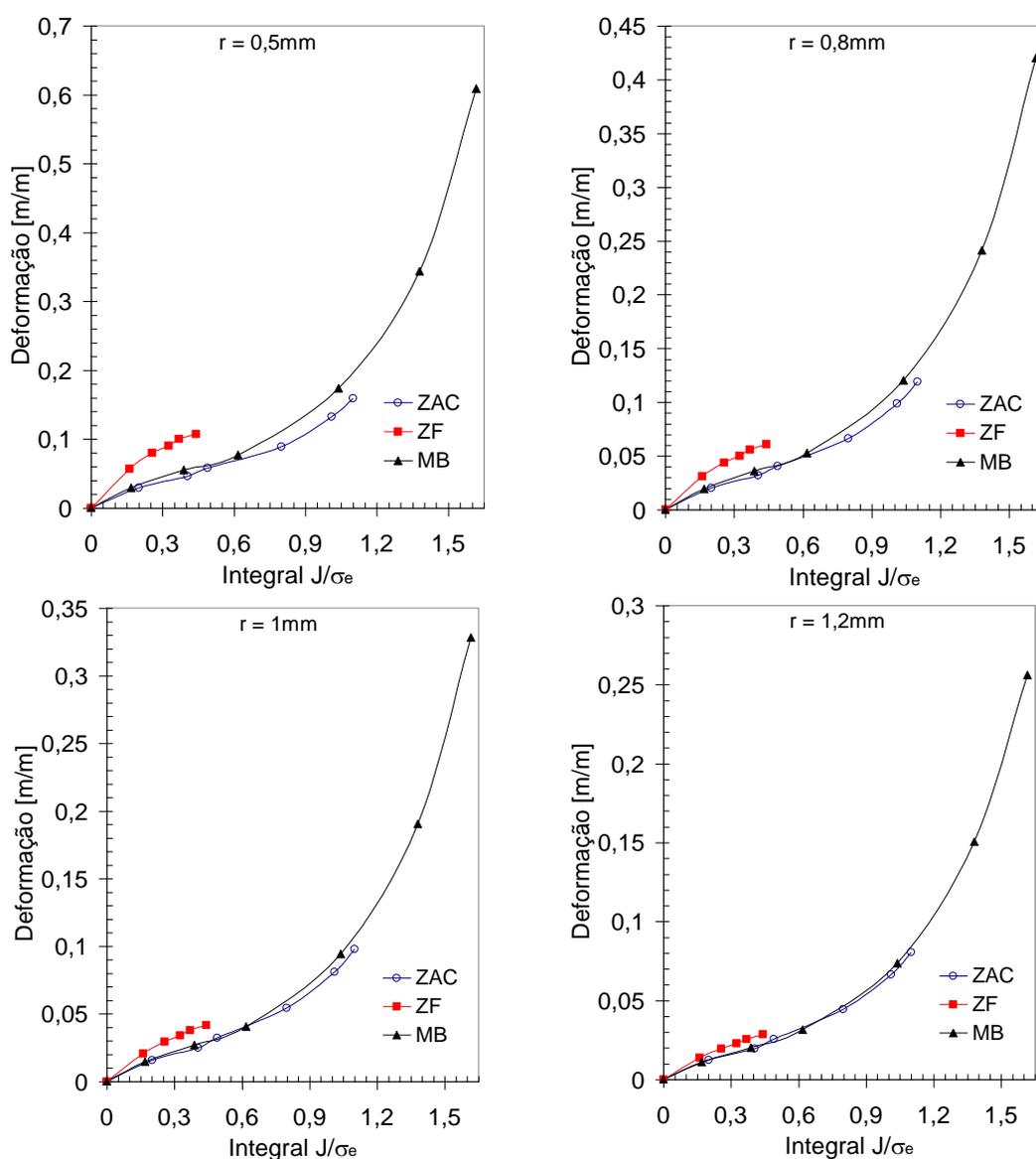


Figura 51 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r .

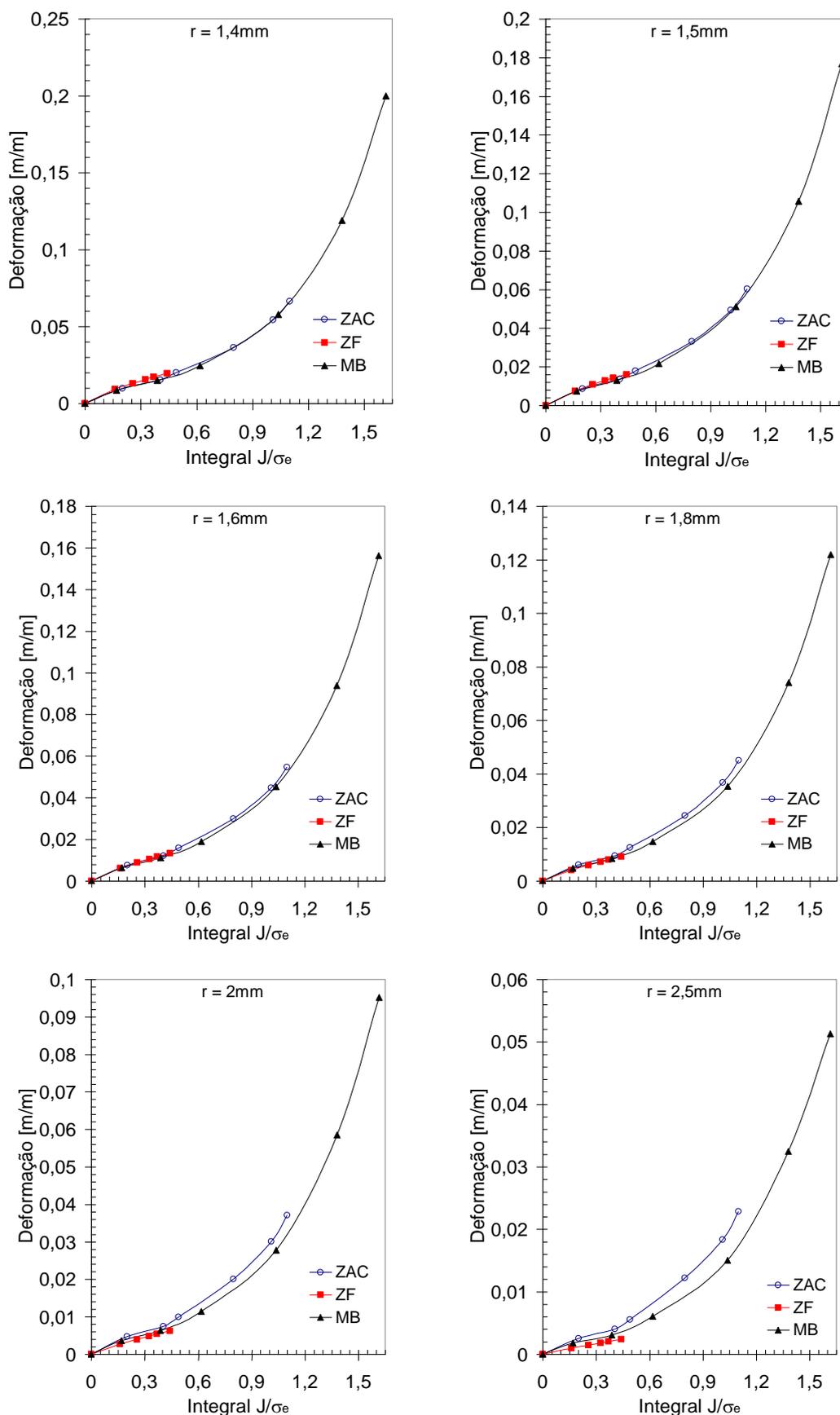


Figura 52 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r .

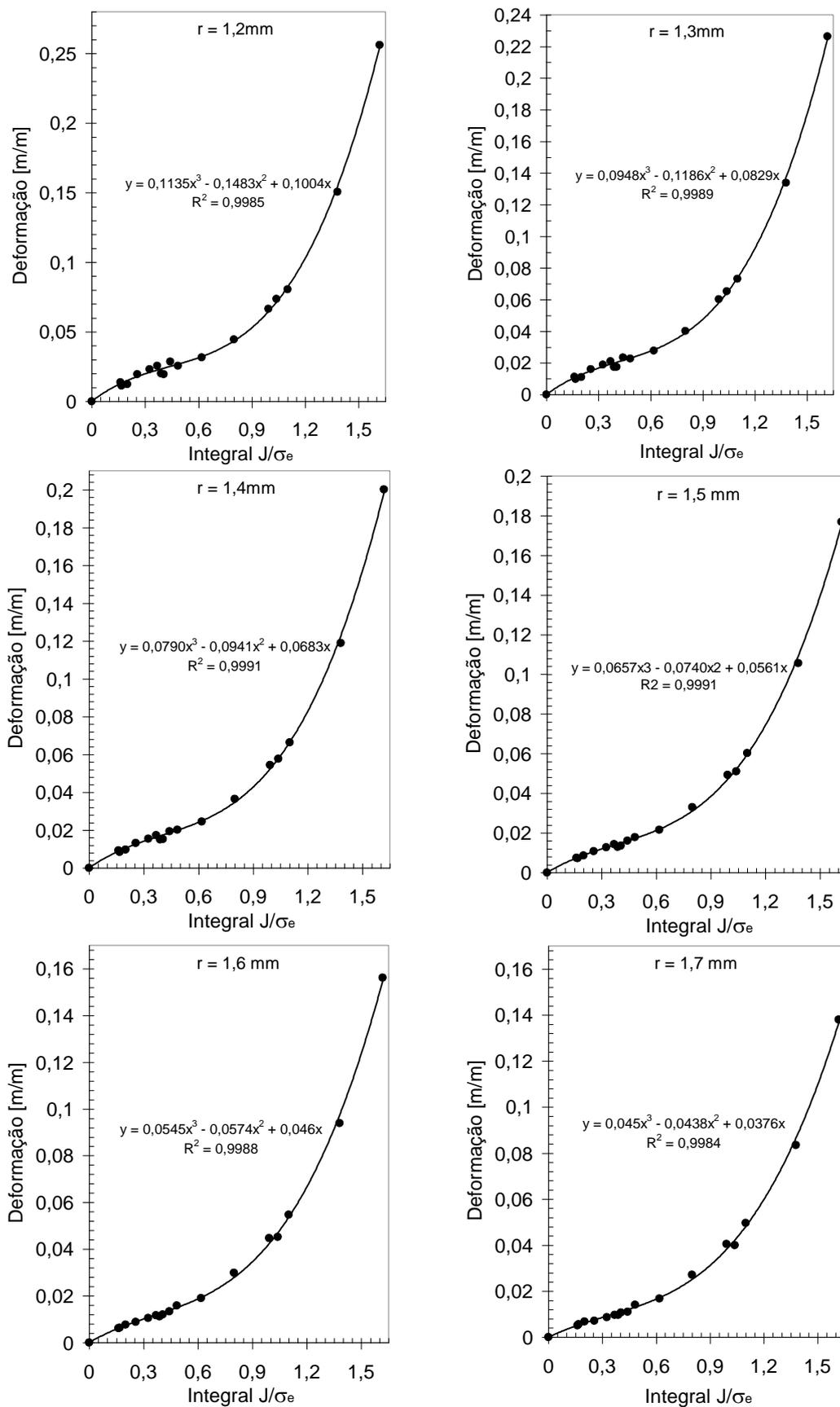


Figura 53 – Variação de deformação em função da relação J/σ_e para diferentes valores de r. Todos resultados em uma única série de dados.

4.10 Correlação entre Deformação e Variação do Tamanho de Trinca

A partir das funções da Tabela 6 foram construídos gráficos de ε_{xx} em função da relação $\Delta a/\sigma_e^2$ para valores de r variando de 0,5 a 3mm com intervalos de 0,1mm. Na Figura 54 e Figura 55 são apresentados alguns desses gráficos para diferentes valores de r . Observa-se que para um valor de r próximo de 1,4mm as curvas para os três diferentes materiais possuem um mesmo comportamento.

Os resultados de todas as amostras foram plotados juntos em uma única série de dados. A análise é concentrada para valores de r entre 1 e 2mm. Os gráficos para as distâncias próximas de 1,5mm são apresentados na Figura 57.

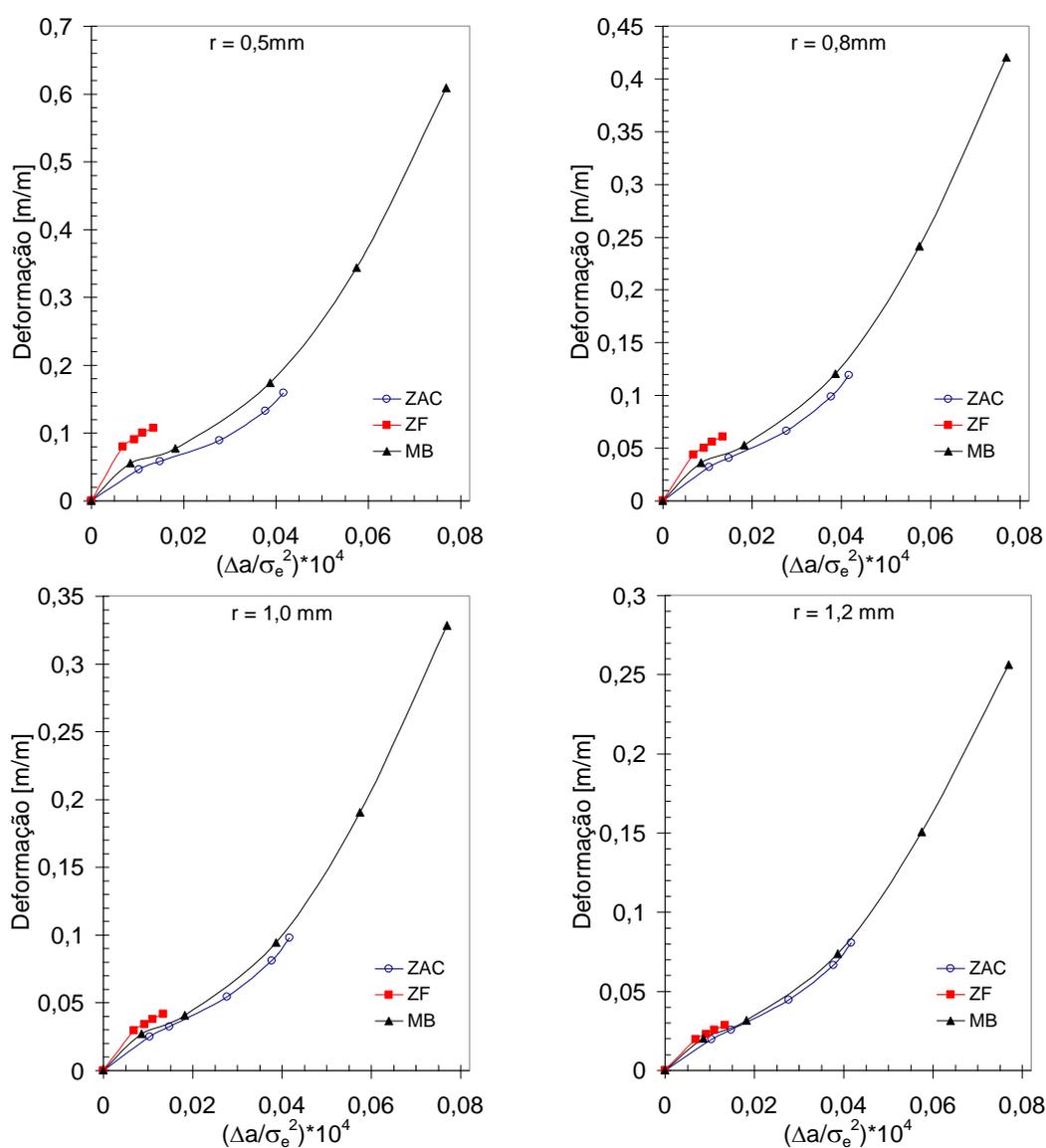


Figura 54 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a/\sigma_e^2)$ para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r .

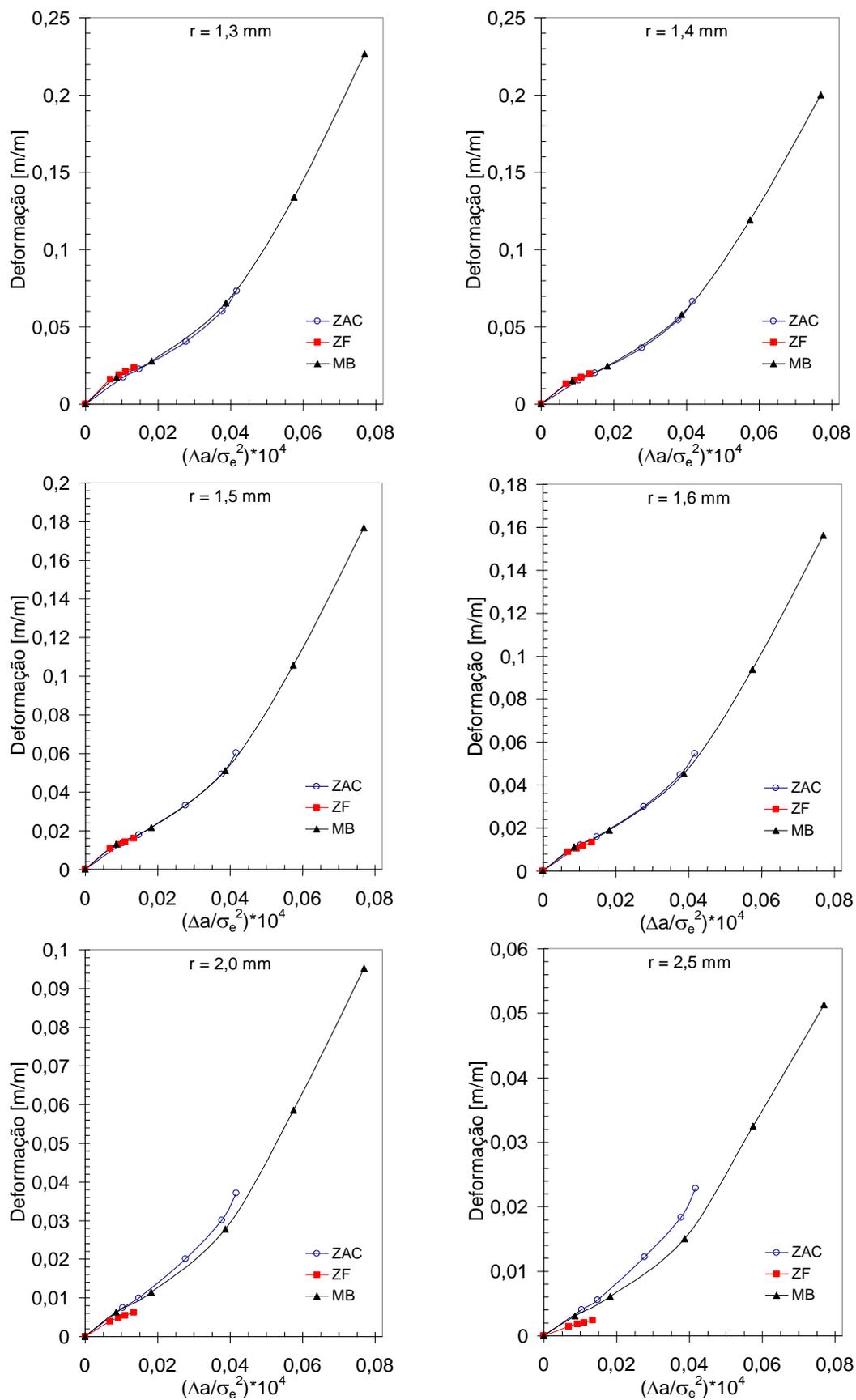


Figura 55 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a / \sigma_e^2)$ para as diferentes regiões da junta soldada. Resultados para diferentes valores de r .

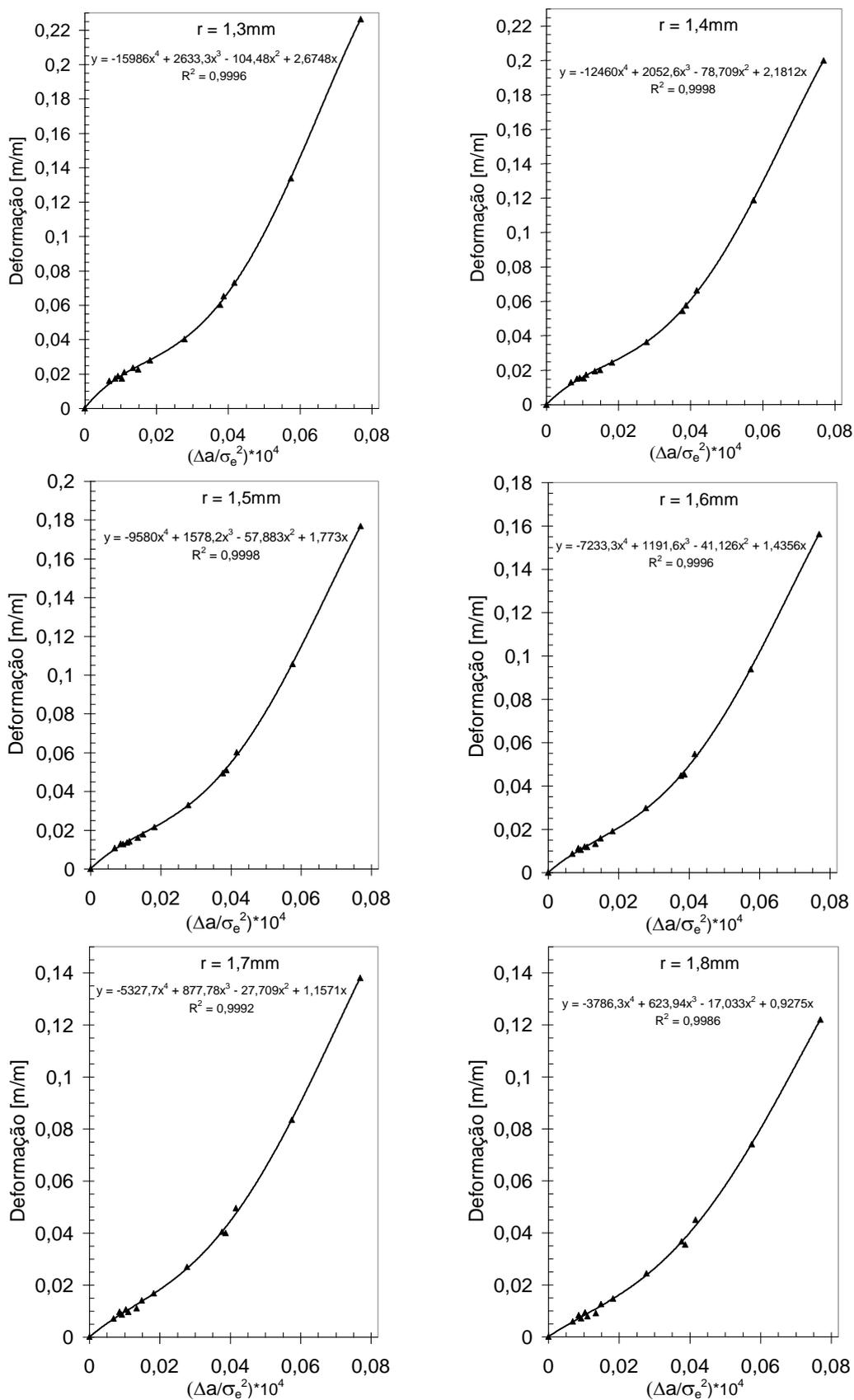


Figura 56 – Variação de deformação em função da relação $(\Delta a/\sigma_e^2)$ para diferentes valores de r. Todos os resultados em uma única série de dados.

4.11 Determinação das Curvas de Resistência J- Δa pelo MMDS

As funções matemáticas que correlacionam deformação com J e Δa , são apresentadas a seguir.

Correlação de deformação com o valor da Integral J

De acordo com a Figura 53, para uma distância de 1,5mm da ponta da trinca, a correlação entre deformação e J/σ_e para qualquer um dos materiais analisados nesse trabalho é dada pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_{xx} = 0,0657 \left(\frac{J}{\sigma_e} \right)^3 - 0,074 \left(\frac{J}{\sigma_e} \right)^2 + 0,0561 \left(\frac{J}{\sigma_e} \right) \quad \text{Equação 16}$$

Correlação de deformação com o valor de Δa

De acordo com a Figura 56, para uma distância de 1,5mm da ponta da trinca, a correlação entre deformação e $\Delta a/\sigma_e^2$ para qualquer um dos materiais analisados nesse trabalho é dada pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_{xx} = -9580\lambda^4 + 1578,2\lambda^3 - 57,883\lambda^2 + 1,773\lambda \quad \text{Equação 17}$$

Onde:

$$\lambda = \left(\frac{\Delta a}{\sigma_e^2} \right) \times 10^4$$

4.11.1 Curva de Resistência J- Δa para o Material de Base

A curva de resistência para o material de base foi construída a partir dos resultados de deformação da amostra TF_MB_6_1. A amostra foi escolhida por ter sido ensaiada até um CMOD de 4,4mm, o maior dentre todas as amostras com entalhe no material de base que tiveram a deformação monitorada. Essa escolha garante que a curva-R seja obtida para os maiores valores possíveis de Integral J e de Δa .

Alguns estágios do ensaio da amostra MB_6_1 foram selecionados para análise. Os pontos correspondentes a esses estágios são mostrados na Figura 57 e os seus valores apresentados na Tabela 7.

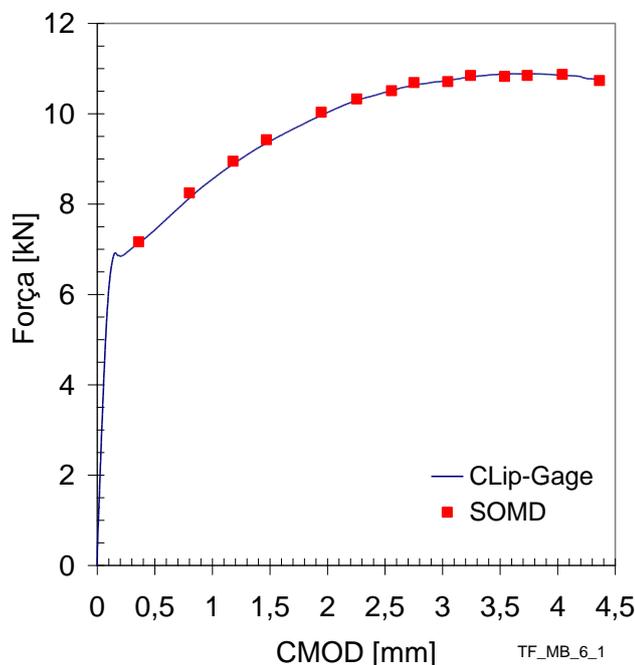


Figura 57 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para o MB.

Tabela 7 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para o MB.

Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)
1	7,16	0,36	6	10,33	2,25	11	10,82	3,54
2	8,25	0,8	7	10,51	2,56	12	10,85	3,74
3	8,94	1,18	8	10,69	2,75	13	10,87	4,04
4	9,42	1,47	9	10,71	3,05	14	10,73	4,36
5	10,03	1,95	10	10,84	3,24			

Após a definição dos estágios do ensaio a serem analisados, são determinadas as curvas de deformação versus distância da ponta da trinca para cada um desses estágios. Essas curvas têm comportamento exponencial negativo e são apresentadas na Figura 58. A partir dessas curvas são determinados os valores de deformação para $r=1,5\text{mm}$, conforme apresentado na Tabela 8.

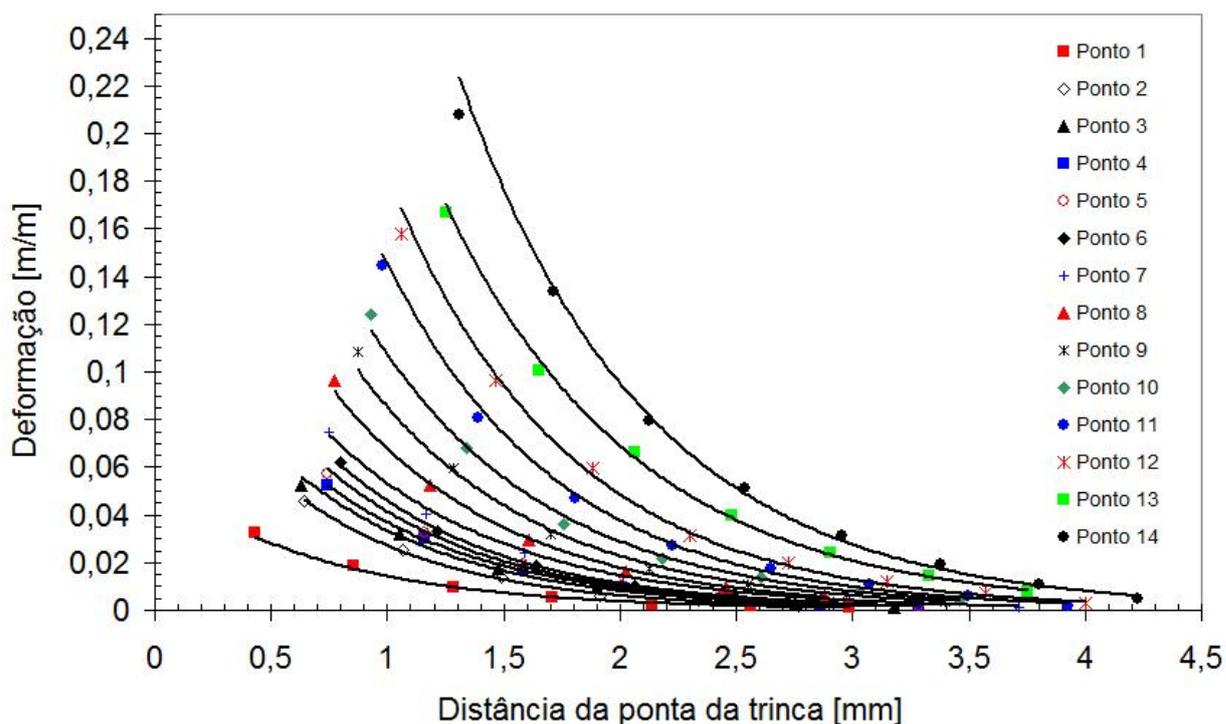


Figura 58 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_MB_6_1. Ajuste exponencial.

Tabela 8 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ϵ) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_MB_6_1.

Ponto	Função	R ²	ϵ para $r=1,5\text{mm}$ [m/m]
1	$\epsilon = 0,0521^{-1,4834*r}$	0,9537	0,00563
2	$\epsilon = 0,1352^{-1,6546*r}$	0,9978	0,0113
3	$\epsilon = 0,1338^{-1,4879*r}$	0,9911	0,01436
4	$\epsilon = 0,1279^{-1,345*r}$	0,9942	0,017
5	$\epsilon = 0,1643^{-1,3992*r}$	0,9974	0,02014
6	$\epsilon = 0,1894^{-1,416*r}$	0,9996	0,02264
7	$\epsilon = 0,1945^{-1,2939*r}$	0,9912	0,02793
8	$\epsilon = 0,2575^{-1,3348*r}$	0,9984	0,03477
9	$\epsilon = 0,3182^{-1,3184*r}$	0,9974	0,044039
10	$\epsilon = 0,3978^{-1,3112*r}$	0,9975	0,05565
11	$\epsilon = 0,5601^{-1,3487*r}$	0,9867	0,074
12	$\epsilon = 0,6859^{-1,3233*r}$	0,9934	0,09423
13	$\epsilon = 0,7656^{-1,2372*r}$	0,9979	0,12604
14	$\epsilon = 1,1306^{-1,2372*r}$	0,9937	0,17674

Determinação dos valores de J e de Δa

Empregando-se a Equação 17, e de posse dos valores de deformação, são determinados valores de (J/σ_e) através de aproximação numérica. Como o valor de σ_e do MB é conhecido (419 MPa), é determinado facilmente o valor da Integral J para cada instante analisado.

Da mesma forma, conhecidos os valores de deformação para os estágios analisados e empregando-se a Equação 18 são determinados os valores de λ e, conseqüentemente, encontra-se o valor de Δa para cada estágio.

Esses resultados são apresentados na Tabela 9. Determinados os valores de J e Δa para diferentes instantes do ensaio é possível construir a curva de resistência a fratura. A curva R do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação superficial é apresentada na Figura 59. Essa figura mostra também a curva obtida pelo método convencional.

Tabela 9 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para o MB, obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.

Ponto	ε medida para $r = 1,5\text{mm}$ [m/m]	J/σ_e	J [N/mm]	λ	Δa [mm]
1	0,00563	0,1164	48,75	0,003547	0,062
2	0,0113	0,2784	116,65	0,008054	0,14
3	0,01436	0,3843	161,04	0,010908	0,19
4	0,017	0,4753	199,15	0,013557	0,24
5	0,02014	0,5711	239,29	0,016775	0,29
6	0,02264	0,636	266,48	0,019253	0,34
7	0,02793	0,7457	312,45	0,024066	0,42
8	0,03477	0,8528	357,32	0,029221	0,51
9	0,044039	0,9626	403,33	0,034783	0,61
10	0,05565	1,0689	447,87	0,040379	0,70
11	0,074	1,1987	502,26	0,047529	0,83
12	0,09423	1,3102	548,97	0,05407	0,95
13	0,12604	1,45	607,55	0,063112	1,10
14	0,17674	1,6222	679,7	0,076896	1,35

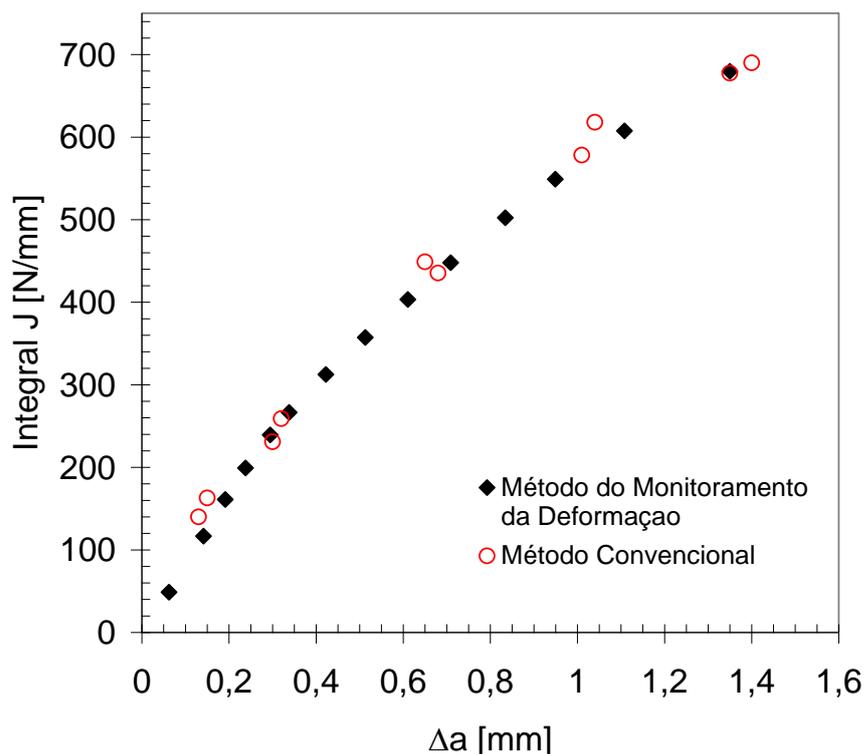


Figura 59 – Curva J- Δa do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação superficial para a amostra TF_MB_6_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.

4.11.2 Curva de Resistência J- Δa para a Zona Termicamente Afetada

A curva de resistência para a zona termicamente afetada foi construída a partir dos resultados de deformação da amostra TF_ZC_6_1. A amostra foi escolhida por ter sido ensaiada até um CMOD de 2,8mm, o maior dentre todas as amostras com entalhe na ZAC que tiveram a deformação monitorada.

O procedimento para determinação da curva de resistência à fratura para a ZTA é o mesmo empregado para o MB. Os pontos correspondentes aos estágios selecionados para análise são mostrados na Figura 60 e os seus valores apresentados na Tabela 11.

Na Figura 61 são apresentadas as curvas de deformação versus distância da ponta da trinca para cada estágio analisado. As curvas têm comportamento exponencial negativo. A partir dessas curvas são determinados os valores de deformação para $r=1,5\text{mm}$, ver Tabela 10.

Tabela 10 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para a determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.

Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)
1	9,01	0,37	5	11,53	1,32	9	11,91	2,25
2	10,07	0,65	6	11,76	1,51	10	11,94	2,48
3	10,75	0,88	7	11,86	1,70	11	11,98	2,67
4	11,09	1,05	8	11,91	2,08	12	12,04	2,80

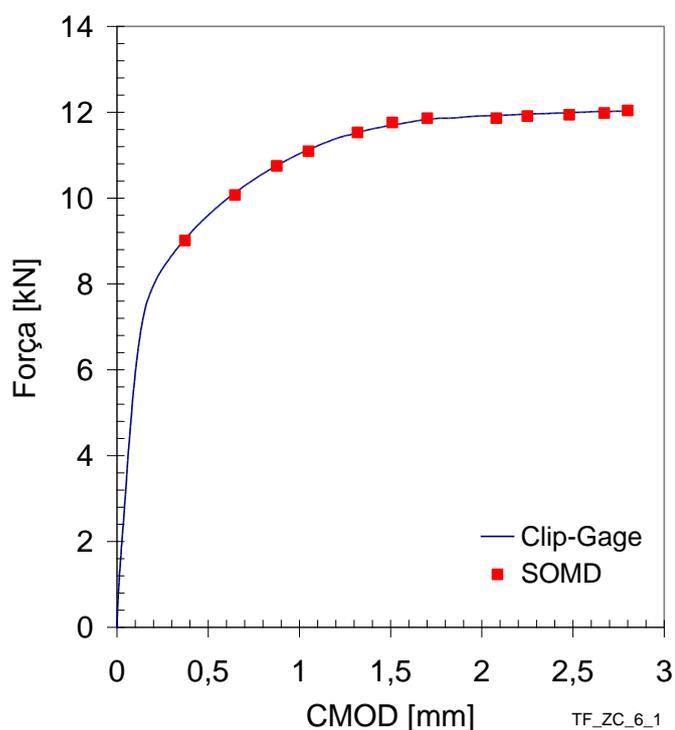


Figura 60 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.

Tabela 11 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZTA.

Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)
1	9,01	0,37	5	11,53	1,32	9	11,91	2,25
2	10,07	0,65	6	11,76	1,51	10	11,94	2,48
3	10,75	0,88	7	11,86	1,70	11	11,98	2,67
4	11,09	1,05	8	11,91	2,08	12	12,04	2,80

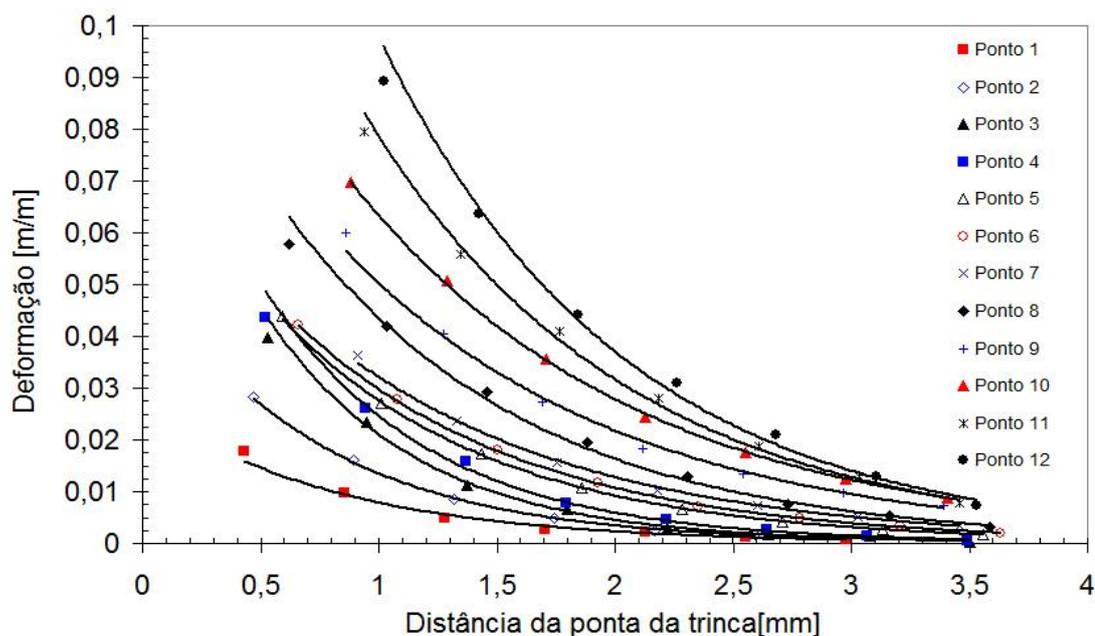


Figura 61 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZC_6_1. Ajuste exponencial.

Tabela 12 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ε) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZC_6_1.

Ponto	CMOD [mm]	Função	R ²	ε para $r=1,5\text{mm}$ [m/m]
1	0,36	$\varepsilon = 0,0273^{-1,2447*r}$	0,985	0,00422
2	0,8	$\varepsilon = 0,0536^{-1,3782*r}$	0,9979	0,00678
3	1,18	$\varepsilon = 0,0986^{-1,5453*r}$	0,9735	0,00971
4	1,47	$\varepsilon = 0,1026^{-1,4269*r}$	0,9878	0,01207
5	1,95	$\varepsilon = 0,083^{-1,099*r}$	0,9993	0,015964
6	2,25	$\varepsilon = 0,0828^{-1,0216*r}$	0,999	0,01789
7	2,56	$\varepsilon = 0,0809^{-0,9221*r}$	0,9988	0,02029
8	2,75	$\varepsilon = 0,116^{-0,9792*r}$	0,996	0,02670
9	3,05	$\varepsilon = 0,1158^{-0,8346*r}$	0,9956	0,03311
10	3,24	$\varepsilon = 0,1441^{-0,8216*r}$	0,9997	0,04202
11	3,54	$\varepsilon = 0,1954^{-0,9093*r}$	0,9958	0,04995
12	3,74	$\varepsilon = 0,2585^{-0,9709*r}$	0,9922	0,06025

Determinação dos valores de J e de Δa para a ZTA

De maneira análoga ao que foi realizado para o MB, são determinados valores de J e Δa para a ZTA. Os valores de Integral J e Δa para cada estágio são apresentados na Tabela 12.

A curva R para a ZTA obtida pelo método do monitoramento da deformação superficial é apresentada na Figura 62, justamente com a curva obtida pelo método convencional.

Tabela 13 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para a ZTA obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.

Ponto	ε medida para $r = 1,5\text{mm}$ [m/m]	J/σ_e	J [N/mm]	λ	Δa [mm]
1	0,00422	0,0838	37,63	0,002583	0,052
2	0,00678	0,1452	65,19	0,004378	0,088
3	0,00971	0,2275	102,15	0,006678	0,13
4	0,01207	0,304	136,50	0,00873	0,18
5	0,015964	0,4405	197,78	0,0125	0,25
6	0,01789	0,5038	226,21	0,014454	0,29
7	0,02029	0,575	258,18	0,016915	0,34
8	0,02670	0,723	324,63	0,023018	0,46
9	0,03311	0,8295	372,43	0,028065	0,57
10	0,04202	0,9411	422,55	0,033675	0,68
11	0,04995	1,02	457,98	0,037783	0,76
12	0,06025	1,1048	496,06	0,042319	0,85

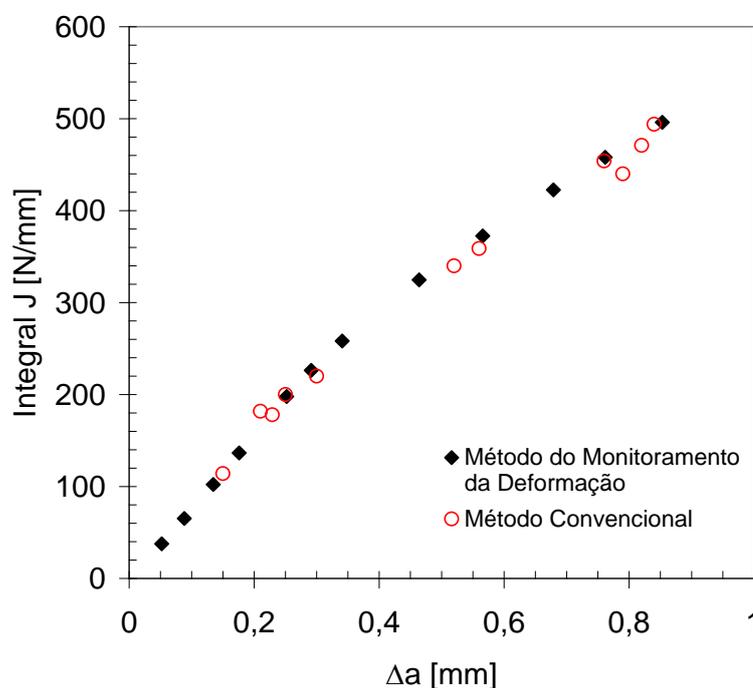


Figura 62 – Curva J- Δa do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação para a amostra TF_ZC_6_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.

4.11.3 Curva de Resistência J- Δ a para a Zona de Fusão

Para a ZF, a amostra escolhida para análise foi a TF_ZF_5_1. A amostra foi escolhida por ter sido ensaiada até um CMOD de 1,4mm, o maior dentre todas as amostras com entalhe na ZF que tiveram a deformação monitorada.

O procedimento para determinação da curva de resistência à fratura para a ZF é o mesmo empregado para o MB e a ZTA. Os pontos correspondentes aos estágios selecionados para análise são mostrados na Figura 63 e os seus valores apresentados na Tabela 14.

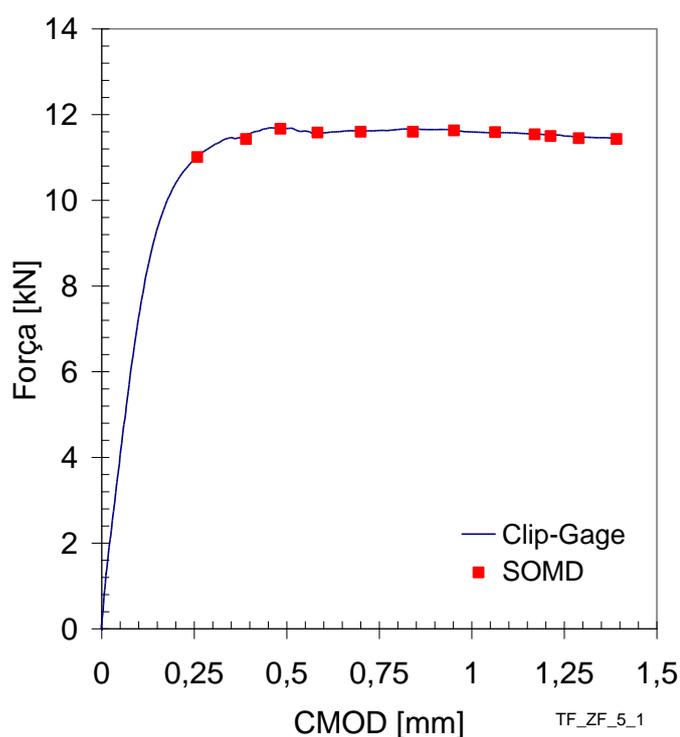


Figura 63 – Indicação dos pontos utilizados para determinação da curva R para amostra TF_ZF_5_1.

Tabela 14 – Valores de força e CMOD para os pontos utilizados para determinação da curva R pelo método do monitoramento da deformação para a ZF.

Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)	Ponto	Força (kN)	CMOD (mm)
1	11,01	0,258	5	11,6	0,70	9	11,54	1,17
2	11,43	0,39	6	11,6	0,84	10	11,5	1,21
3	11,67	0,483	7	11,63	0,95	11	11,45	1,29
4	11,58	0,583	8	11,59	1,06	12	11,43	1,39

Na Figura 64 são apresentadas as curvas de deformação versus distância da ponta da trinca para cada estágio analisado. As curvas têm comportamento exponencial negativo. A partir dessas curvas são determinados os valores de deformação para $r=1,5\text{mm}$, ver Tabela 15.

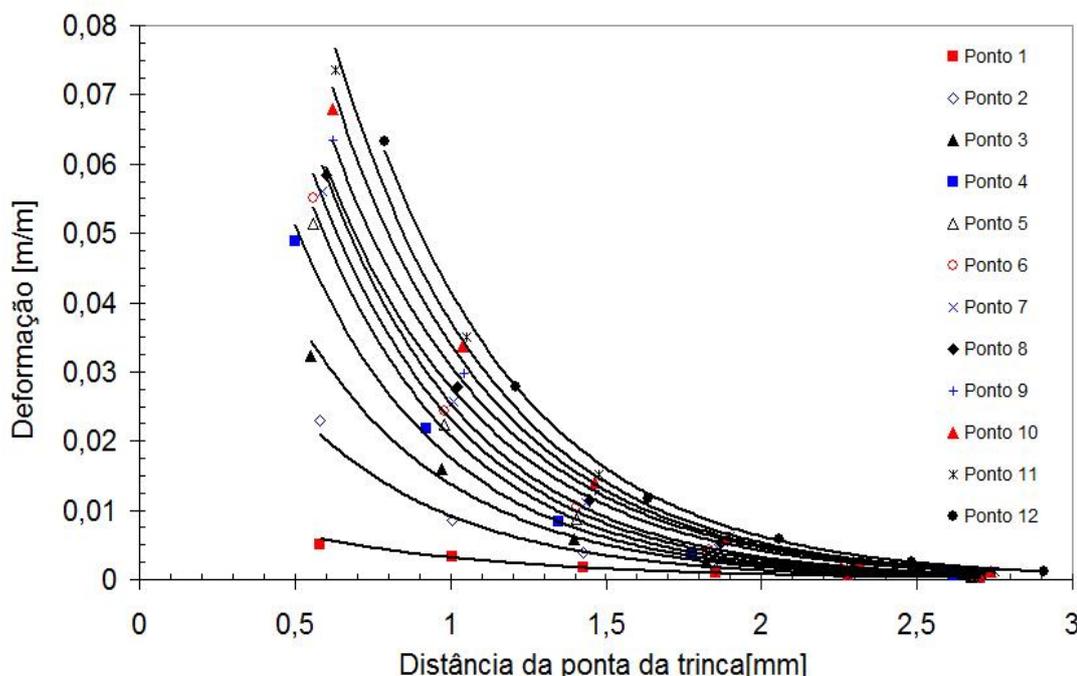


Figura 64 – Curvas deformação em função da ponta da trinca para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZF_5_1. Ajuste exponencial.

Tabela 15 – Expressões matemáticas para o ajuste exponencial das curvas de deformação (ϵ) em função da distância da ponta da trinca (r) para diferentes instantes do ensaio da amostra TF_ZF_5_1.

Ponto	CMOD [mm]	Função	R ²	ϵ para $r=1,5\text{mm}$ [m/m]
1	0,258	$\epsilon = 0,0137^{-1,459^*r}$	0,9866	0,001536
2	0,39	$\epsilon = 0,0656^{-1,9161^*r}$	0,9979	0,003459
3	0,483	$\epsilon = 0,1058^{-2,0347^*r}$	0,9972	0,005000
4	0,583	$\epsilon = 0,1489^{-2,1364^*r}$	0,9991	0,006042
5	0,7	$\epsilon = 0,1795^{-2,1534^*r}$	0,9996	0,007099
6	0,841	$\epsilon = 0,1902^{-2,1032^*r}$	0,9991	0,008111
7	0,952	$\epsilon = 0,2039^{-2,0785^*r}$	0,9984	0,009023
8	1,063	$\epsilon = 0,1863^{-1,9025^*r}$	0,9986	0,010736
9	1,17	$\epsilon = 0,2049^{-1,8946^*r}$	0,9962	0,011948
10	1,289	$\epsilon = 0,2361^{-1,9383^*r}$	0,9991	0,012895
11	1,392	$\epsilon = 0,2623^{-1,9506^*r}$	0,9995	0,014064
12	1,511	$\epsilon = 0,2774^{-1,8979^*r}$	0,9995	0,016099

Determinação dos valores de J e de Δa para a ZF

Os valores de J e Δa para a ZF foram determinados utilizando o mesmo procedimento aplicado ao MB e a ZTA. Os valores de Integral J e Δa para cada estágio são apresentados na Tabela 15. A curva R para a ZF obtida pelo método do monitoramento da deformação superficial, bem como a curva obtida pelo método convencional, é apresentada na Figura 65.

Tabela 16 – Apresentação dos valores de Integral J e Δa para a ZF obtidos com o método do monitoramento da deformação superficial.

Ponto	ε medida para $r = 1,5\text{mm}$ [m/m]	J/σ_e	J [N/mm]	λ	Δa [mm]
1	0,001536	0,0284	16,415	0,000891	0,02978
2	0,003459	0,0673	38,894	0,002085	0,06966
3	0,005000	0,1015	58,667	0,00311	0,1039
4	0,006042	0,1264	73,059	0,003839	0,12827
5	0,007099	0,1533	88,631	0,004614	0,15416
6	0,008111	0,1808	104,5	0,005388	0,18
7	0,009023	0,207	119,62	0,006114	0,20425
8	0,010736	0,26	150,28	0,007552	0,2523
9	0,011948	0,3	173,4	0,008624	0,2881
10	0,012895	0,3328	192,36	0,009501	0,3174
11	0,014064	0,374	216,17	0,010614	0,3546
12	0,016099	0,4449	257,15	0,012632	0,422

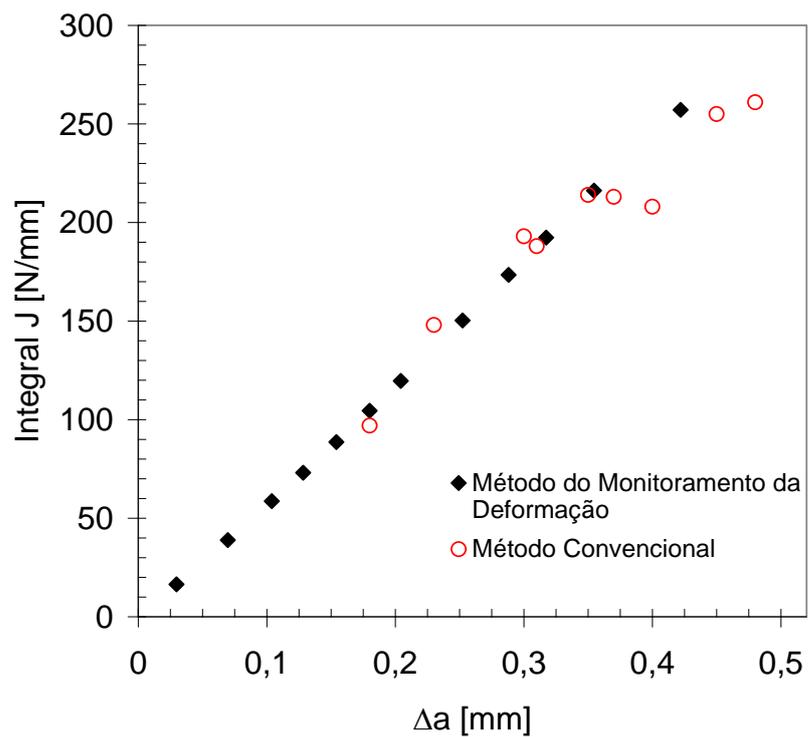


Figura 65 – Curva J- Δa do material de base obtida pelo método do monitoramento da deformação para a amostra TF_ZF_5_1. Comparação com o resultado obtido pelo método convencional com múltiplos corpos de prova.

5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

5.1 Microdureza

Em comparação com técnicas convencionais, a alta concentração da fonte de energia, característica do processo de soldagem a laser, resulta na formação de um material de maior dureza na região de solda do que o material de base. Os valores de dureza aumentam a partir do material de base atingindo valores máximos na região correspondente a zona de fusão.

Os valores de dureza na zona de fusão são ligeiramente menores no centro da espessura. Isso é justificável pelo fato da taxa de resfriamento nessa região ser menor do que na base e no centro, uma vez que está mais afastada das extremidades expostas ao meio ambiente.

5.2 Metalografia

O ciclo térmico da soldagem é extremamente abrupto, com altas taxas de aquecimento e resfriamento, da ordem de $2000^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ a $3000^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ na linha de fusão. Durante o resfriamento da temperatura de 800°C até 300°C tem-se uma taxa de resfriamento próxima de $300^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$, algumas vezes maior (KOSECEK 1996 e EROGLU 1999). Essa alta taxa de resfriamento resultou em uma variação substancial na microestrutura com a formação de martensita na ZF e uma microestrutura formada predominantemente por ferrita e bainita na ZTA, enquanto que o MB apresenta uma estrutura predominantemente ferrítica de grãos finos. Essa variação microestrutural explica a forma como ocorre a variação de dureza ao longo da junta soldada, com valores de dureza menores para o MB e máximos para a ZF.

5.3 Micro Ensaio de Tração

O micro ensaio de tração permitiu determinar com sucesso a variação das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada. Tanto os valores de tensão limite de escoamento quanto os de resistência do material aumentam progressivamente a partir do material de base, alcançando valores máximos na zona

de fusão. Isso demonstra a presença de *overmatching*ⁱ, típico desse tipo de junta soldada. O *overmatching* dessa junta soldada é de 1,4.

Como as dimensões das amostras empregadas no micro ensaio de tração não são normatizadas, os valores encontrados para σ_e e $\sigma_{m\acute{a}x}$ não podem ser considerados propriedades do material. No entanto, este ensaio revela informações importantes quanto ao comportamento das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada. De acordo com as curvas da Figura 32, a tensão limite de escoamento obtida pelo micro ensaio de tração é 8% menor do que o valor obtido pelo ensaio de tração convencional. Porém, essa diferença não pode ser determinada para os materiais da ZTA e da ZF, pois o volume reduzido de material da região da solda impossibilita a realização do ensaio de tração convencional pra essas regiões.

5.4 Tenacidade à Fratura Convencional

Analisando as curvas de força versus CMOD, é possível notar que para os diferentes corpos de prova do MB o comportamento das curvas é bastante semelhante, o que era de se esperar devido à homogeneidade do material. Já para a ZF e a ZTA o comportamento das curvas difere um pouco para cada corpo de prova, isso se deve, provavelmente, a não homogeneidade das propriedades mecânicas nessas regiões da solda. Além disso, nota-se que no caso do MB, a força máxima atingida durante o ensaio é próxima de 10,8kN e corresponde a um CMOD de aproximadamente 3,8mm. Para os corpos de prova da ZF e ZTA o valor da força máxima aumenta para aproximadamente 12kN e o CMOD correspondente diminui para 2,5mm na ZTA e 1mm na ZF. Esse comportamento pode ser explicado pela característica da junta soldada. De acordo com os resultados de micro ensaio de tração, partindo do MB para o centro da solda há um aumento progressivo de σ_e e $\sigma_{m\acute{a}x}$ e diminuição do alongamento máximo. Isso é um indício de que o material de base possui uma tenacidade à fratura maior do que a do material da ZTA que por sua vez é maior do que da ZF.

i) O termo Overmatching é utilizado para caracterizar uma junta soldada que possui um Match Factor maior do que 1. O Match Factor é a relação entre as tensões limite de escoamento do material da zona de fusão e do material de base.

Os resultados de Integral J e de Δa , apresentados na Tabela 5 e graficamente na Figura 37, ratificam o comentado no parágrafo anterior, para um mesmo valor de Integral J tem-se um crescimento de trinca menor para o MB em comparação com o material da ZTA e ainda menor em comparação com o material da ZF. A curva R para o MB apresenta um valor máximo de Integral J de 690N/mm correspondente a Δa de 1,4mm. Para o material da ZTA foi encontrado um valor máximo de 493N/mm, correspondendo a 0,84mm de crescimento de trinca. Já a zona de fusão apresenta valores menores de resistência à fratura, com Integral J igual a 260N/mm para um Δa igual a 0,48mm.

5.5 Comparação dos Resultados do SOMD com ERE e Clip-gage

A extensometria de resistência elétrica é uma técnica consagrada para medição de deformação. O limite deformacional para o qual os extensômetros utilizados nesse trabalho possuem precisão garantida pelo fabricante é de 3%, ou seja, 30000 μ m/m. Nesse trabalho são apresentados os valores até, aproximadamente, 40000 μ m/m, que foi o valor máximo medido antes de perda de adesão do sensor na superfície do corpo de prova. Os resultados demonstram que a variação da deformação medida com o SOMD é muito próxima da obtida através da técnica de extensometria de resistência elétrica, atestando a confiabilidade dos resultados de deformação obtidos com o SOMD.

Valores bastante próximos também foram encontrados para a variação de deslocamento obtidos com clip-gage e com o SOMD. Isso confirma a confiabilidade dos resultados e permite que o SOMD seja utilizado para monitoramento da abertura da boca da trinca durante os ensaios de tenacidade à fratura, dispensando o uso de clip-gage.

5.6 Mapas de Deformação

A junta soldada possui *overmatching*, o que foi evidenciado pelos resultados de microdureza e pelo micro ensaio de tração, os quais revelaram um gradiente das propriedades mecânicas: dureza, tensão limite de escoamento e tensão limite de resistência a tração, com valores menores para o MB, aumentando gradativamente

até o centro da solda. Essa não homogeneidade de propriedades influencia significativamente o campo deformacional nas proximidades da ponta da trinca e pôde ser claramente detectada pelo SOMD.

No caso da amostra com entalhe no MB, devido à homogeneidade do material, o campo deformacional é semelhante para as regiões à esquerda e à direita da trinca, ver Figura 41 e Figura 44. Já para a amostra com entalhe na ZTA, ver Figura 42 e Figura 45, é verificado um comportamento deformacional diferente nas regiões à esquerda e à direita da trinca. Nesse caso, o campo de deformação é bem menor para a região à direita. Isso é facilmente compreendido pelo fato de termos na região à esquerda da trinca o material de base, de maior ductilidade e menor σ_e em comparação com o material da zona de fusão situado à direita da trinca, o que confere ao material da esquerda maior capacidade de absorver energia em forma de deformação. No caso da amostra com entalhe na ZF o campo novamente é homogêneo, pois, embora exista variação de propriedades mecânicas, estas são idênticas para a região à esquerda e à direita da trinca, porém, os valores de deformação são menores do que para o MB, porque o material adjacente à trinca corresponde a ZF.

Como era de se esperar, corpos de prova com menores valores de Integral J e menores valores de Δa apresentam menores valores de deformação. Trata-se da primeira constatação experimental, desse trabalho, de que a correlação de valores de deformação com J e Δa é possível. Além disso, verifica-se que os valores de deformação variam bastante com o ângulo θ , como é previsto na literatura (IRWIN 1960, DUGDALE 1960 RICE 1968ab, HUTCHINSON 1968 e SHIH 1981, LANDIS 2011, KANG 1988, TRUMMER 2010). Essa variação de deformação é ainda mais complexa para os casos de não homogeneidade do material nas proximidades da ponta da trinca. Por esse motivo, a fim de diminuir o grau de complexidade para as análises subseqüentes, onde se tentará correlacionar deformação com J e Δa , essas serão realizadas apenas para valores de deformação em pontos situados na mesma direção de propagação da trinca, ou seja, para ângulo θ igual a zero, conforme Figura 17.

5.7 Variação da Deformação em Função de r

Para todos os casos estudados é possível observar que o comportamento das curvas mostra um decaimento da deformação à medida que se aumenta a distância da ponta da trinca. Esse decaimento é exponencial e está de acordo com o indicado na bibliografia (TRUMMER 2010). Todas as curvas podem ser representadas através de uma função exponencial com um coeficiente de determinação, R^2 , bastante próximo de 1, como pode ser observado na Tabela 6.

5.8 Correlação Entre Deformação e Integral J.

De acordo com a revisão bibliográfica, subitem 2.2.1, a partir da análise da teoria de Hutchinson, Rice e Rosengren (HUTCHINSON 1968 e RICE 1968) sobre os campos de tensões nas proximidades de uma trinca em um material de comportamento elastoplástico, é correto afirmar que a relação entre a deformação e a integral J é inversamente proporcional à tensão limite de escoamento:

$$\varepsilon \propto \left(\frac{J}{\sigma_e} \right)$$

Nesse trabalho, a análise do campo deformacional na proximidade da ponta de uma trinca tem como objetivo a determinação empírica de uma função matemática que descreva essa proporcionalidade. Além disso, essa função deve ser válida para os materiais das três diferentes regiões da junta soldada analisada nesse trabalho.

A partir das funções apresentadas na Tabela 6 é possível determinar a deformação em qualquer distância da ponta da trinca para cada amostra ensaiada com o SOMD. Uma vez que para cada amostra analisada está associado um valor conhecido de Integral J e a tensão limite de escoamento do material, é possível determinar graficamente o comportamento da ε_{xx} em função da relação J/σ_e para um valor de r específico. Nesse trabalho esse tipo de gráfico foi construído para valores de r variando de 0,5 a 3mm com intervalos de 0,1mm. O objetivo desse procedimento foi verificar se existe alguma distância da ponta da trinca para a qual o comportamento das curvas para os três diferentes materiais segue a mesma tendência.

A fim de determinar uma função matemática geral para descrever a relação entre deformação e a relação J/σ_e , os resultados para todas as amostras analisadas foram plotados juntos em uma única série de dados. Analisando o comportamento dessas curvas, Figura 53, nota-se que as mesmas são muito bem descritas por um polinômio do terceiro grau. Os melhores coeficientes de determinação ($R^2 = 0,991$) foram encontrados para valores de $r = 1,4$ e $1,5\text{mm}$.

5.9 Correlação Entre Deformação e Variação do Tamanho de Trinca

O valor de deformação é diretamente proporcional a relação J/σ_e , Equação 1. Além disso, pela análise do comportamento das curvas R 's para materiais semelhantes e com diferentes valores de tensão limite de escoamento, foi demonstrado que o valor da Integral J é proporcional a $\Delta a/\sigma_e$, subitem 2.2.1. Conseqüentemente, o valor de deformação é inversamente proporcional ao quadrado da tensão limite de escoamento:

$$\varepsilon \propto \left(\frac{\Delta a}{\sigma_e^2} \right)$$

Procedimento semelhante ao utilizado para correlacionar deformação com Integral J foi empregado para a correlação com Δa , visando a determinação empírica de uma função que descrevesse a proporcionalidade indicada na Equação 3 para os materiais das três diferentes regiões da junta soldada. A partir das funções da Tabela 6 foram construídos gráficos de ε_{xx} em função da relação $\Delta a/\sigma_e^2$ para valores de r variando de $0,5$ a 3mm com intervalos de $0,1\text{mm}$.

Os resultados de todas as amostras analisadas foram plotados juntos em uma única série de dados a fim de determinar uma função matemática geral que descrevesse a relação entre deformação e $\Delta a/\sigma_e^2$. A análise foi concentrada para valores de r entre 1 e 2mm . Na Figura 57 são apresentados os gráficos para os quais foram verificados os maiores coeficientes de determinação. Percebe-se que as curvas originadas para essas distâncias são muito bem descritas por um polinômio do terceiro grau. Os melhores coeficiente de determinação ($R^2=0,9998$) foram encontrados para valores de $r = 1,4$ e $1,5\text{mm}$.

5.10 Determinação das Curvas de Resistência J- Δa pelo MMDS

Os resultados obtidos demonstram a possibilidade de correlacionar e expressar matematicamente a relação entre valores de deformação e as variáveis Integral J e Δa . Os resultados revelam ainda que cada uma dessas variáveis de interesse pode ser determinada através de uma única função matemática para qualquer um dos materiais estudados. A determinação é possível a partir do valor de deformação medido a 1,5mm da ponta da trinca e da tensão limite de escoamento do material.

Valores de deformação a 1,5mm da ponta da trinca são obtidos para vários estágios do ensaio de um corpo de prova de cada região da junta soldada. Cada um desses valores de deformação corresponde a um valor de J e de Δa , os quais são determinados através das equações 16 e 17. Tal procedimento permite a determinação da curva de resistência à fratura para as três diferentes regiões da junta soldada a partir de resultados de deformação de um único corpo de prova de cada região.

As curvas de resistência à fratura obtidas pelo método do monitoramento da deformação superficial são bastante próximas das obtidas pelo método convencional, utilizando múltiplos corpos de prova. Isso evidencia o sucesso da metodologia utilizada para determinação da curva de resistência através da análise das deformações superficiais nas proximidades da ponta da trinca.

6 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos mostraram a grande potencialidade da técnica de monitoramento de deformação via sistema óptico para determinação do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca em um material com comportamento elasto-plástico.

O método do monitoramento da deformação superficial permitiu construir a curva de resistência à fratura do material a partir de um único corpo de prova obtendo resultados bem próximos aos obtidos com o método convencional dos múltiplos corpos de prova.

A metodologia utilizada nesse trabalho mostrou-se apropriada, uma vez que permitiu determinar com sucesso a curva de resistência à fratura para as três diferentes regiões da junta soldada a partir do monitoramento da deformação superficial nas proximidades da ponta da trinca.

O trabalho permitiu determinar empiricamente equações que correlacionam as variáveis de interesse Integral J e Δa com valores de deformação na superfície dos corpos de prova. Essas equações levam em consideração a tensão limite de escoamento do material e possibilitam o seu emprego para diferentes materiais. Essa contribuição abre novas perspectivas no estudo de tenacidade à fratura permitindo a comparação e validação de modelos matemáticos analíticos e numéricos nessa área.

A influência da não homogeneidade microestrutural pôde ser claramente detectada pelas distorções nos campos deformacionais. Tal não homogeneidade gera um gradiente de valores das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada os quais concordam com as alterações nos campos deformacionais obtidos pelo SOMD.

Os resultados obtidos com o SOMD são bastante próximos dos obtidos por técnicas consagradas de medição de deformação e deslocamento como extensometria de resistência elétrica e Clip-Gauge, o que demonstra a acuracidade da técnica utilizada e assegura a confiabilidade dos resultados obtidos com esse sistema de medição.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1- Comparar resultados obtidos pelo método proposto com o método de compliance, por se tratar de dois métodos a partir dos quais é possível obter a curva R a partir de um único corpo de prova. Verificar qual dos métodos é mais preciso a partir de comparação com o método convencional dos múltiplos corpos de prova.
- 2- Verificar a influência das dimensões do corpo de prova, fazendo análises para CP's de diferentes dimensões e do mesmo material. Provavelmente tenha que ser acrescentado na equação um fator que envolva a relação a e W , sugere-se, para um primeiro momento, trabalhar com uma relação a/W igual para todos os corpos de prova.
- 3- Aplicar a mesma metodologia utilizada nesse trabalho para diferentes materiais metálicos, aços de classes diferentes, com diferentes valores de tensão limite de escoamento, podendo verificar também a influência do módulo de elasticidade, incluindo materiais com módulos de elasticidades diferentes, como ligas de alumínio, por exemplo.
- 4- Comparação de resultados obtidos experimentalmente com o SOMD com modelos matemáticos numéricos.

8 REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM E 1820. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, 2001.

ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 2^aed., New York, CRC Press, 1995.

ASTA, E.P.; CHOMIK, E. **Elastic Plastic Fracture Assessment Using J-R Curve by Direct Method**. Elsevier Science Publishers B.V., 1993.

BAKKER, A. A DC Potential Drop Procedure for Crack Initiation and R-Curve Measurements during Ductile Fracture Tests. Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, ASTM STP 586, p.394-410, 1985.

BEGLEY, J.A. e Landes J.D. **The J-Integral as a Fracture Criterion**, Fracture Mechanics, ASTM STP 515, p.1-23, 1972.

BORCHARDT, I.G.; ZARO, M.A. **Extensômetro de Resistência Elétrica (Strain Gauges) – Princípios de Operação e Utilização de Transdutores**. Editora da UFRGS, Porto Alegre, 1982

BRADLEY, W.B.; KOBAYASHI, A.S. **An Investigation of Propagating Cracks by Dynamic Photoelasticity**, Experimental Mechanics, Vol. 10, No 3, p. 106-113, 1970.

BROEK D. **The Practical Use of Fracture Mechanics**. Ed. Kluwer Academic Publishers, 1988.

BURDEKIN, F.M.; STONE, D.E.W. **The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials**, Journal of Strain Analysis, Vol.1, p. 145-153, 1966.

CAYARD, M.S. e BRADLEY W.L. **A Comparison of Several Analytical Techniques for Calculating J-R Curves from Load-displacement Data and their Relation to Specimen Geometry**. Engineering Fracture Mechanics, v.33, p.121-132, 1989.

CHERAPANOV, G.P. **Crack Propagation in Continuous Media.** Journal of Applied Mathematical and Mechanical Translation, 31, p.504, 1967.

CHU, T.C. et al. **Applications of Digital-Image Correlation Techniques to Experimental Mechanics.** Experimental Mechanics, Vol. 25, p.232–244, 1985.

CLARKE, G.A. et al. **Single Specimen Tests for JIC Determination,** Mechanics of Crack Growth ASTM STP 590, p. 27-42, 1976.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. **Estimation Procedures of J-Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance,** Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74, p. 2735-2757, 2007.

CRETEGNY, L.; SAXENA, A. **Fracture toughness behavior of Weldments With Mis-matched Properties at Elevated Temperature,** International Journal of Fracture, Vol. 92, p. 119-130, 1998.

DALLY, J.W.; RILEY, W.F. **Experimental Stress Analysis,** McGraw-Hill Inc., 1991.

DU, Y. et al. **Evaluation Using Digital Image Correlation of Stress Intensity Factors in an Aerospace Panel.** Experimental Mechanics, Vol. 51, p. 45-57, 2011.

DUGDALE, D.S. **Yielding of Steel Sheets Containing Slits,** Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 8, p. 100-104, 1960.

ELGUEDJ, T. et al. **Appropriate Extended Functions for X-FEM Simulation of Plastic Fracture Mechanics,** Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 195, p. 501-515, 2005.

EROGLU, M.; ORHAN, N. **Effect of Coarse Initial Grain Size on Microstructure and Mechanical Properties of Weld Metal and HAZ of a Low Carbon Steel,** Materials Science and Engineering A, Vol. 269, p. 59-66, 1999.

ESHELBY, J. D. **Calculation of Energy Release Rate.** In: G.C.Sih, Editor Prospects of fracture mechanics, Noordhoff, Leyden, p. 69-84, 1974.

FISCHER, M.P.; KEATING, D.P. **Photogrammetric Techniques for Analyzing Displacement, Strain, and Structural Geometry in Physical Models: Application**

to the Growth of Monoclinal Basement Uplifts. Geological Society of America, Vol. 117, No 3-4, p. 369-382, 2004.

FORMAN, R.G. **Effect of Plastic Deformation on the Strain Energy Release Rate in a Centrally Notched Plate Subjected to Uniaxial Tension**, ASME paper 65-WA/MET-9, 1965.

GKSS. **Displacement Gauge Systems for Application in Fracture Mechanics**, Brochure of GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Geesthacht, Alemanha, 1991

GOM. **ARAMIS v5.3.0 User Manual**, GOM Optical Measuring Techniques, Germany, 2004.

GOM. <http://www.gom.com/EN/measuring.systems/aramis/.html> [acessado em 21.10.10], 2010.

GRIFFITH, A.A. **The Phenomena of Rupture and Flow in Solids.** Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, 221:163-198, 1921.

HERRERA, R.; LANDES, J.D. **Direct J-R Curve Analysis: A Guide**

HISER, A.L.; LOSS, F.J. **Alternative Displacement Procedures for J-R Curve Determination**, Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, ASTM STP 856, American Society for Testing and Materials, pp. 263-277, 1985.

HOFFMANN, K. **An Introduction to Measurements Using Strain Gages**, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, 1989.

HUTCHINSON, J.W. **Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material**, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16 p. 13-31, 1968.

IRWIN, G.R. **Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Transversing a Plate.** Journal of Applied Mechanics, Vol.24, p. 361–364, 1957.

IRWIN, G.R. **Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness**, 7^a Sagamore Conference, p.163, 1960.

JIN Z.-H. **Effect of Material Nonhomogeneities on the HRR Dominance.** Mechanics Research Communications, Vol. 31, p. 203-211, 2004.

JOHNSON, HH. **Calibrating the Electric Potential Method for Studying Slow Crack Growth.** Materials Research and Standards, 5, p. 442-445, 1965.

JOYCE, J.A. e Gudas, J.P. **Computer Interactive JIC Testing of Navy Alloys.** Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, p. 451-468, 1979.

KANG, B.S.-J.; KOBAYASHI, A.S. J Resitance Curves in Aluminium SEN Specimens Using Moiré Interferometry, SEM Spring Conference on Experimental Mechanics, Houston, p. 14-19, 1988.

KANG, B.S.-J.; POST, D. **Stable Crack Growth in Aluminum Tensile Specimens,** Experimental Mechanics, Vol. 27, No 3, p.234-245, 1987.

KANNINEM, M.F.e Popelar, C.H. **Advanced Fracture Mechanics.** New York: Oxford University Press, 1985.

KIKUCHI, M.;YANO, K. Analysis of the HRR Stress Field at the Three-Dimensional Crack TIP, The Japan Society of Mechanical Engineers – International Journal, série 1, Vol. 33, n^o2, 1990.

KOSECEK, A.M.; BOSANSKY, J., **Metallurgical Aspects of High Energy Density Welding,** Welding Research Institute, Bratislava, 1996.

KRAFT, J.M. **Effect of Dimensions on Fast Fracture Instability of Notched Sheets.** In: Proc. Crack Propagation Symp., College of Aeronautics, Cranfield, Inglaterra, vol 1, p. 8, 1961.

LANDES, J.D. et al. **Normalization Method for Developing J-R Curves with the LMN Function,** Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 19, No. 4, p. 305-311, 1991.

LANDIS, C.M.; CARKA, D. **On the Path-Dependence of the J-Integral Near a Stationary Crack in an Elastic-Plastic Material,** Journal of Applied Mechanics, Vol.78, 2011.

LEE, C. et al. **A study of Plastic Zone Formation by Digital Image Processing**, Journal of Plasticity, Vol. 3, P. 129-142, 1987.

MA, F. **The fracture Toughness and Fracture Assessment of Different Specimens**, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 51, No 3, p. 487-495, 1995.

MARSCHALL, C.W. et al. **Use of the Direct-Current Electric Potential Method to Monitor Large Amounts of Crack Growth in Highly Ductile Metals**. The 21st Symposium on Fracture Mechanics ASTM STP 1074, p.581-593, 1990.

MAY, G.B.; KOBAYASHI, A.S. **Plane Stress Stable Crack Growth and J-Integral / HRR Field**, International Journal of Solids Structures, Vol.32 No6/7, p.857-881, 1995.

MCNEILL, W.H.; SUTTON, M.A. **Estimation of Stress Intensity Factor by Digital Image Correlation**, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 28, 1987.

NEWMAN, J. et al. **A Review of the CTOA/CTOD Fracture Criterion**. Engineering Fracture Mechanics 70 p. 371–385, 2003.

OLDEN, E.J.; PATTERSON, E.A. **Optical Analysis of Crack Tip Stress Fields: a Comparative Study**. Fatigue Fracture of Engineering Materials Structure, Vo. 277, p. 623-636, 2004.

OROWAN, E. **The Fatigue of Glass under Stress**. Nature, 154, p. 341-343, 1944.

PATTERSON, E. A. **Photoelasticity**. Encyclopedia of Materials Science and Technology. p. 6923-6925, 2008.

RAMBERG, W.; OSGOOD, W.R. **Description of Stress-Strain Curves By Three Parameters**. National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note No 902, Estados Unidos, 1965.

REU, P.L.; MILLER, T.J. **The application of high-speed digital image correlation**, Journal of Strain Analyzes, Vol. 43, p. 729–743, 2008.

RICE, J. R. **A Path Independent Integral and Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks**, ASME J. Appl. Mech., 35, p. 379–386, 1968.

RICE, J.R. A Path **Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks**. Journal of Applied Mechanics, vol.35, p.379-386, 1968.

RICE, J.R.; ROSENGREN, G.F. **Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material**, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol.16, p. 1-12, 1968.

SANFORD, R.J. **Determining Fracture Parameters With Full-field Optical methods**. Experimental Mechanics, Vol. 29, p.241–247, 1989.

SAOUMA, V.E. **Lecture Notes: in Fracture Mechanics**. Dept. Of Civil Environmental and Architectural engineering, University of Colorado, 2000.

SCHWALBE K. et al. **Classical Fracture Mechanics Methods**. Comprehensive Structural Integrity Vol. 7, P. 3-42, 2003.

SCHWALBE, K. EFAM GTP 02 – **The GKSS Test Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials**, Brochure of GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Geesthacht, Alemanha, 2002.

SCHWALBE, K. H; HELLMANN, D. **Application of the Electrical Potential Method to Crack Length Measurements Using Johnson's Formula**. Journal of Testing and Evaluation, 9, p. 218-22, 1981.

SCHWALBE, K. **Introduction of δ_5 as an Operational Definition of the CTOD and its Practical Use**. ASTM STP 1256, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, p. 763-778, 1995.

SCIAMMARELLA. **The Moiré Method - A review**. Experimental Mechanics, Vol. 44, No.8, p. 418-433, 1982.

SHAHRAM, S. **Deformation Analysis Using an Optical Measurement System – Aramis**, Technical Report, GKSS Forschungszentrum, Geesthacht, 2003.

SHIH C.F. et al. **Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth**. ASTM STP 1979; 668:65–120, 1979.

SHIS, C. F. **Relationships Between the J -integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks**, Journal of the Mechanics and Physics of Solids Vol. 29, p. 305-326, 1981.

SMITH, R.F.; DOIG, P. **Crack-length measurement by compliance in fracture-toughness testing**, Experimental Mechanics, Vol. 26, N^o2, p.122-127, 1986.

SUMPTER, J.D.G. **An Alternative View of R Curve Testing**. Engineering Fracture Mechanics, 64, p. 161-176, 1999.

TARPANI, J.R. et al. **Evaluation the Linear Normalization Technique for Deriving J-Resistance Curves**, Fatigue Fracture Engineering Materials Structures, Vol. 26, p. 97-106, 2003.

TEMBA, P. **Fundamentos da Fotogrametria**. Departamento de Cartografia UFMG, 2000.

HERRERA, R.; LANDES, J.D. **Direct Evaluation of J-R Curve Analysis: A Guide to the Methodology**, Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074.ASTM, Conshohocken, PA, p. 24–43 1990.

TORRICO, I.F.A. **Tenacidade à Fraturaem Condições Elasto-Plásticas com Corpos de Prova não Normalizados para Aços API 5L: Análise Numérica e Experimental**. Tese apresentada para obtenção de título de Doutor em Engenharia Mecânica. Departamento de Materiais da Universidade Federal de Campinas, Campinas, 2006.

TRUMMER, **Methodology for In-Situ Stress Intensity Factor Determination on Cracked Structures by Digital Image Correlation**. International Journal of Structure Integrity, Vol. 1 No. 4, pp. 344-357, 2010.

UENG, T.S.; CHEN, J.C. **Computational Procedures for Determining Parameters in Ramberg-Osgood Elastoplastic Model Based on Modulus and Damping Versus Strain**, 1992.

VISHAY. <http://www.datasheets.net/pdf/vishay.com/062wt.pdf>. [acessado em 18 de outubro de 2010], 2010.

VOSS, B.; MAYVILLE, R.A. **The Use of the Partial Unloading Compliance Method for the Determination of J_I -R Curves and J_{IC}** , Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, ASTM STP 856, American Society for Testing and Materials, pp. 117-130, 1985.

WESTERGAARD, H.M. **Bearing Pressures and Cracks**. Journal of Applied Mechanics, vol. 6, 1939.

XU, Z-H et al. **Drift and Spatial Distortion Elimination in Atomic Force Microscopy Images by Digital Image Correlation Technique**. Journal of Strain Analyzes, Vol. 43, p. 729–743, 2008.

ZHU, X. **J-integral resistance curve testing and evaluation**, Journal of Zhejiang University SCIENCE A, 10, p. 1541-1560, 2009.

ZOU, J. et al. **Surface Crack Fracture Toughness and HRR Fields of Ultra-High Strength Steel**, Materials Science & Engineering A, 454-455, p.467-471, 2007.